

Г. Н. АЛЮШИН
Н. Д. ТОРОПЦЕВ

АСИНХРОННЫЕ ГЕНЕРАТОРЫ ПОВЫШЕННОЙ ЧАСТОТЫ

ОСНОВЫ ТЕОРИИ И ПРОЕКТИРОВАНИЯ

1974

Г. Н. АЛЮШИН, Н. Д. ТОРОПЦЕВ

АСИНХРОННЫЕ ГЕНЕРАТОРЫ ПОВЫШЕННОЙ ЧАСТОТЫ

ОСНОВЫ ТЕОРИИ И ПРОЕКТИРОВАНИЯ



Москва
«МАШИНОСТРОЕНИЕ»
1974

Алюшин Г. Н., Торопцев Н. Д. Асинхронные генераторы повышенной частоты. Основы теории и проектирования. М., «Машиностроение», 1974, 352 с.

В книге рассмотрены основы теории и проектирования асинхронных генераторов. Приведены примеры электромагнитного расчета асинхронных самовозбуждающихся генераторов повышенной частоты. Изложена теория новых генерирующих устройств автономных систем — асинхронно-синхронных генераторных установок.

Книга рассчитана на инженерно-технических работников предприятий МГА. Она может быть полезна также аспирантам и студентам вузов гражданской авиации.

Табл. 19, ил. 119, список лит. 50 назв.

А 30306—402
038(01)—74

ПРЕДИСЛОВИЕ

Основным направлением развития авиационной электротехники в настоящее время является внедрение систем электроснабжения переменного тока повышенной частоты (400 Гц).

В связи с этим несомненный интерес вызывает применение асинхронных генераторов в качестве бортовых источников электрической энергии переменного тока.

Асинхронный генератор с короткозамкнутым ротором представляет собой наиболее простую в конструктивном отношении и технологичную электрическую машину. Он отличается высокой надежностью и простотой обслуживания при эксплуатации. Форма кривой напряжения асинхронного генератора ближе к синусоидальной, чем у синхронного генератора, при работе на одну и ту же нагрузку.

Асинхронный генератор легко включается на параллельную работу даже при сравнительно больших рассогласованиях угловых скоростей вращения.

Асинхронный генератор имеет хорошие пусковые характеристики и может использоваться в качестве стартера для запуска авиадвигателя, после чего он работает в генераторном режиме.

Однако, несмотря на отмеченные достоинства, применение асинхронных генераторов в авиации лимитируется сравнительно большой массой возбуждающих и регулирующих устройств, а также сложностью стабилизации напряжения и применения тепловой защиты при перегрузках и коротких замыканиях.

Два последних недостатка асинхронного генератора могут быть устранены путем применения полупроводниковой техники.

Уменьшение массы дополнительной аппаратуры, необходимой для компенсации реактивной мощности и регулирования напряжения асинхронного генератора, может быть осуществлено как путем применения новых типов конденсаторов, так и путем использования синхронных машин, работающих на общую сеть с асинхронными генераторами (асинхронно-синхронные генераторные установки).

Однако ряд вопросов теории и проектирования асинхронных генераторов еще недостаточно освещен в литературе. Это и побуж-

дило авторов сделать попытку систематизированно изложить основы теории и проектирования асинхронных генераторов.

Предлагаемая читателям книга состоит из двух частей.

В первой части рассматриваются вопросы теории, излагается методика проектирования и приводятся примеры расчета асинхронных генераторов повышенной частоты с короткозамкнутым ротором.

Во второй части книги излагается теория генерирующих устройств — асинхронно-синхронных генераторных установок (АСГУ).

В авиационных системах электроснабжения с помощью АСГУ, основными элементами которых являются синхронный генератор, асинхронная машина и дифференциальный редуктор, можно получить напряжение постоянной частоты при переменной угловой скорости вращения приводных авиадвигателей наиболее простым способом.

С другой стороны, с точки зрения упрощения режима параллельной работы, уменьшения пульсаций выпрямленного напряжения при работе на вентильную нагрузку и улучшения энергетических показателей при импульсном характере нагрузки может оказаться более целесообразным применение генерирующих устройств другого типа, а именно АСГУ с приводом электрических машин от общего вала. Большую роль здесь играет также принципиальная возможность усовершенствования запуска авиадвигателей путем использования для этой цели асинхронных машин АСГУ.

При изложении теории АСГУ основное внимание уделяется генераторным установкам с приводом от общего вала.

Первая часть книги написана Г. Н. Алюшиным, вторая — Н. Д. Торопцевым.

Все критические замечания и пожелания авторы просят направлять по адресу: Москва, Б-78, 1-й Басманный пер., д. 3, издательство «Машиностроение».

Часть первая

ОСНОВЫ ПРОЕКТИРОВАНИЯ АВИАЦИОННЫХ АСИНХРОННЫХ ГЕНЕРАТОРОВ ПОВЫШЕННОЙ ЧАСТОТЫ

Глава 1

ОСНОВНЫЕ ВИДЫ АСИНХРОННЫХ ГЕНЕРАТОРОВ

1. 1. Классификация асинхронных генераторов по способу возбуждения

Асинхронный генератор приводится во вращение первичным двигателем и преобразует подводимую к его валу механическую энергию в электрическую энергию, передаваемую через обмотку статора нагрузке. От ротора к статору энергия передается вра-

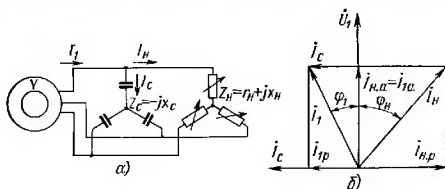


Рис. 1.1. Электрическая схема (а) и векторная диаграмма (б) асинхронного генератора с конденсаторами, включенными параллельно нагрузке

щающимся магнитным полем. Для создания этого поля по обмоткам статора должны протекать реактивные намагничивающие токи. Поэтому асинхронный генератор можно рассматривать как потребитель реактивной мощности, которая должна компенсироваться реактивной мощностью внешнего источника.

В зависимости от способа возбуждения* различают:

* Торопцев Н. Д. Классификация асинхронных генераторов. — «Электромеханика», 1971, № 5.

— асинхронные генераторы с самовозбуждением или генераторы с конденсаторным возбуждением, у которых реактивная мощность компенсируется за счет статических конденсаторов;
 — асинхронные генераторы с независимым возбуждением, у которых реактивная мощность компенсируется за счет синхронных машин.

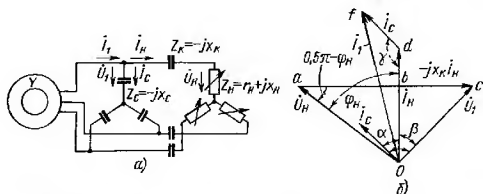


Рис. 1.2. Электрическая схема (а) и векторная диаграмма (б) компаундированного асинхронного генератора

Асинхронные генераторы с самовозбуждением в зависимости от способа включения конденсаторов разделяются на:

- генераторы с конденсаторами, включенными параллельно нагрузке, как показано на рис. 1.1, а;
- генераторы, у которых, кроме того, имеются конденсаторы, включенные последовательно с нагрузкой (рис. 1.2, а).

Первый из них в дальнейшем будем называть генератором с параллельными конденсаторами, второй — компаундированным асинхронным генератором.

1.2. Асинхронный генератор с параллельными конденсаторами

Активная мощность асинхронного генератора P связана с активной мощностью нагрузки $P_N = m_1 U_1 I_N \cos \varphi_N$ соотношением

$$P = c_a P_N = c_a m_1 U_1 I_N \cos \varphi_N, \quad (1.1)$$

где c_a — коэффициент, с помощью которого учитываются потери в конденсаторах и регулирующей аппаратуре;
 m_1 — число фаз статора генератора;
 U_1 — фазное напряжение генератора;
 I_N — ток нагрузки;
 $\cos \varphi_N$ — коэффициент мощности нагрузки.

Полная мощность генератора выражается через его активную мощность и коэффициент мощности генератора $\cos \varphi_1$ следующим образом:

$$S = \frac{P}{\cos \varphi_1}. \quad (1.2)$$

Полагая, что $c_a \approx 1$, получим выражения для относительных значений активной и полной мощности генератора:

$$\bar{P} = \frac{P}{P_H} = c_a \approx 1, \quad (1.3)$$

$$\bar{S} = \frac{S}{P_H} = \frac{c_a}{\cos \varphi_1} \approx \frac{1}{\cos \varphi_1}. \quad (1.4)$$

Как следует из векторной диаграммы (рис. 1.1, б), ток конденсатора равен сумме реактивных составляющих токов генератора и нагрузки: $I_C = I_{IP} + I_{н.р}$, а реактивная мощность конденсаторов равняется сумме реактивных мощностей генератора и нагрузки:

$$Q_C = m_1' I_C = m_1 U_1 (I_{IP} + I_{н.р}) = P_H (\operatorname{tg} \varphi_1 + \operatorname{tg} \varphi_H). \quad (1.5)$$

Выражение относительного значения ее имеет следующий вид:

$$\bar{Q}_C = \frac{Q_C}{P_H} = \operatorname{tg} \varphi_1 + \operatorname{tg} \varphi_H = \operatorname{tg} \varphi_H + \sqrt{\frac{1}{\cos^2 \varphi_1} - 1}. \quad (1.6)$$

На рис. 1.3 показаны графики зависимостей $\bar{P}$, $\bar{S}$, $\bar{Q}_C$ от коэффициента мощности асинхронного генератора.

Относительное значение полной мощности генератора является функцией $\cos \varphi_1$. Относительное значение реактивной мощности конденсаторов зависит как от коэффициента мощности генератора, так и от коэффициента мощности нагрузки.

Как видно из рис. 1.3, увеличение коэффициента мощности генератора приводит к уменьшению относительных значений полной мощности генератора и реактивной мощности конденсаторов.

Коэффициент мощности асинхронных генераторов повышенной частоты $f = 400$ Гц при мощности, равной единицам-десяткам киловольт-ампер, составляет 0,6—0,9. Коэффициент этот тем меньше, чем меньше мощность генератора и чем больше его перегрузочная способность.

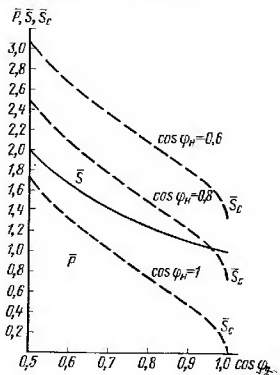


Рис. 1.3. Графики зависимостей активной и полной мощностей асинхронного генератора с параллельными конденсаторами и реактивной мощности конденсаторов от коэффициента мощности генератора

1.3. Компаундированный асинхронный генератор

Характерной особенностью компаундированного асинхронного генератора является отличие его напряжения U_1 от напряжения нагрузки U_H вследствие падения напряжения на сопротивлении компаундирующих конденсаторов.

Из треугольника oac (рис. 1.2, б) следует, что

$$U_1 = \sqrt{U_H^2 + (x_K I_H)^2 - 2U_H x_K I_H \cos(0,5\pi - \varphi_H)},$$

или

$$U_1 = U_H \sqrt{(\bar{x}_K - \sin \varphi_H)^2 + \cos^2 \varphi_H}, \quad (1.7)$$

где $\bar{x}_K$ — сопротивление компаундирующих конденсаторов, выраженное в относительных единицах, $\bar{x}_K = \frac{x_K I_H}{U_H}$.

На рис. 1.4 показаны графики зависимости $U_1/U_H = f(\bar{x}_K)$ для различных постоянных значений коэффициента мощности нагрузки.

Так как $\bar{x}_K$ прямо пропорционально току нагрузки (при постоянных значениях напряжения нагрузки и сопротивления компаундирующих конденсаторов) или сопротивлению компаундирующих конденсаторов (при заданных значениях тока и напряжения нагрузки), то эти графики позволяют судить об изменении напряжения генератора в зависимости как от тока нагрузки, так и от сопротивления компаундирующих конденсаторов.

При активно-индуктивной нагрузке ($0 < \cos \varphi_H \leq 1$) по мере увеличения $\bar{x}_K$ напряжение генератора сначала уменьшается, достигает минимального значения $U_{\min} = U_H \cos \varphi_H$ при $\bar{x}_K = \sin \varphi_H$, а затем начинает возрастать. При $\bar{x}_K = 0$ (режим холостого хода компаундированного генератора) и $\bar{x}_K = 2 \sin \varphi_H$ напряжение генератора равняется напряжению нагрузки.

При активной нагрузке ($\cos \varphi_H = 1$) напряжение генератора минимально и равно напряжению нагрузки при $\bar{x}_K = 0$ и увеличивается по мере возрастания $\bar{x}_K$.

Увеличение напряжения генератора приводит к возрастанию степени насыщения его магнитной цепи. При малых напряжениях магнитная цепь генератора слабо насыщена.

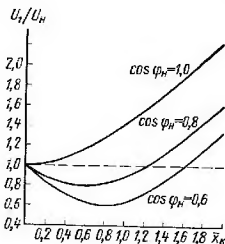


Рис. 1.4. График зависимостей относительного значения напряжения асинхронного генератора от относительного значения сопротивления компаундирующих конденсаторов при различных значениях коэффициента мощности нагрузки

В связи с этим при проектировании генератора важно знать диапазон изменения напряжения генератора.

Предположим, что коэффициент мощности нагрузки при номинальном режиме работы генератора ($U_H, I_{H.ном}$), максимальной перегрузке ($U_H, I_{H.макс}$) и нагрузке, соответствующей минимальному напряжению, имеет различные значения: $\cos \varphi_{H.ном}$, $\cos \varphi_{H.макс}$, $\cos \varphi_{H.мин}$.

Обозначив

$$\bar{x}_{K.ном} = x_K \frac{I_{H.ном}}{U_H},$$

$$\bar{x}_{K.макс} = x_K \frac{I_{H.макс}}{U_H} = \bar{x}_{K.ном} \frac{I_{H.макс}}{I_{H.ном}} = \bar{x}_{K.ном} k_{pi},$$

где k_{pi} — коэффициент перегрузки по току ($k_{pi} = \frac{I_{H.макс}}{I_{H.ном}}$), представим напряжение генератора для трех рассматриваемых режимов в виде

$$U_{I.ном} = U_H \sqrt{(\bar{x}_{K.ном} - \sin \varphi_{H.ном})^2 + \cos^2 \varphi_{H.ном}},$$

$$U_{I.макс} = U_H \sqrt{(\bar{x}_{K.ном} k_{pi} - \sin \varphi_{H.макс})^2 + \cos^2 \varphi_{H.макс}},$$

$$U_{I.мин} = U_H \cos \varphi_{H.мин}.$$

Из этих выражений следует, что отношения напряжений имеют вид

$$\frac{U_{I.макс}}{U_{I.ном}} = \frac{\cos \varphi_{H.макс}}{\cos \varphi_{H.ном}} \sqrt{\frac{\left(\frac{\bar{x}_{K.ном} k_{pi}}{\cos \varphi_{H.макс}} - \operatorname{tg} \varphi_{H.макс} \right)^2 + 1}{\left(\frac{\bar{x}_{K.ном}}{\cos \varphi_{H.ном}} - \operatorname{tg} \varphi_{H.ном} \right)^2 + 1}},$$

$$\frac{U_{I.макс}}{U_{I.мин}} = \frac{\cos \varphi_{H.макс}}{\cos \varphi_{H.мин}} \sqrt{\frac{\left(\frac{\bar{x}_{K.ном} k_{pi}}{\cos \varphi_{H.макс}} - \operatorname{tg} \varphi_{H.макс} \right)^2 + 1}{\cos^2 \varphi_{H.мин}}}, \quad (1.8)$$

$$\frac{U_{I.мин}}{U_{I.ном}} = \frac{\cos \varphi_{H.ном}}{\cos \varphi_{H.ном}} \sqrt{\frac{\left(\frac{\bar{x}_{K.ном}}{\cos \varphi_{H.ном}} - \operatorname{tg} \varphi_{H.ном} \right)^2 + 1}{\cos^2 \varphi_{H.ном}}}$$

при различных значениях коэффициента мощности нагрузки.

Если же $\cos \varphi_{H.макс} = \cos \varphi_{H.мин} = \cos \varphi_{H.ном} = \cos \varphi_H$, то

$$\frac{U_{I.макс}}{U_{I.ном}} = \sqrt{\frac{\left(\frac{\bar{x}_{K.ном} k_{pi}}{\cos \varphi_H} - \operatorname{tg} \varphi_H \right)^2 + 1}{\left(\frac{\bar{x}_{K.ном}}{\cos \varphi_H} - \operatorname{tg} \varphi_H \right)^2 + 1}},$$

$$\frac{U_{I.макс}}{U_{I.мин}} = \sqrt{\frac{\left(\frac{\bar{x}_{K.ном} k_{pi}}{\cos \varphi_H} - \operatorname{tg} \varphi_H \right)^2 + 1}{1}}, \quad (1.9)$$

$$\frac{U_{I.мин}}{U_{I.ном}} = \frac{1}{\sqrt{\left(\frac{\bar{x}_{K.ном}}{\cos \varphi_H} - \operatorname{tg} \varphi_H \right)^2 + 1}},$$

т. с. отношения напряжений являются функцией коэффициента мощности нагрузки, коэффициента перегрузки по току и относительного значения сопротивления компаундирующих конденсаторов.

На рис. 1.5 и 1.6 показаны графики зависимостей этих отношений напряжений от $\bar{x}_{к.ном}$ для двух значений коэффициента

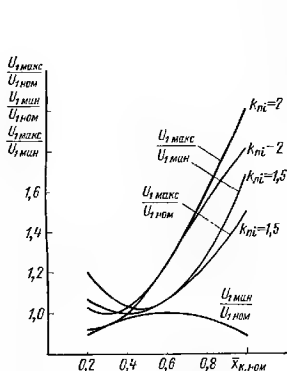


Рис. 1.5. График зависимостей отношений номинального, минимального напряжений асинхронного генератора и напряжения при максимальной нагрузке от $\bar{x}_{к.ном}$ при $\cos \varphi_n = 0,8$ для полутора- и двукратной перегрузок

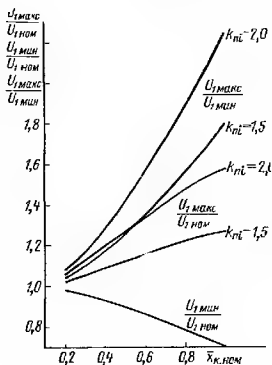


Рис. 1.6. График зависимостей отношений номинального, минимального напряжений асинхронного генератора и напряжения при максимальной нагрузке от $\bar{x}_{к.ном}$ при $\cos \varphi_n = 1,0$ для полутора- и двукратной перегрузок

мощности нагрузки (0,8 и 1,0) и двух значений коэффициента перегрузки по току (1,5 и 2,0).

Отношение $U_{1 макс}/U_{1 мин}$ при используемых практически значениях $\bar{x}_{к.ном}$ возрастает как при увеличении $\bar{x}_{к.ном}$, так и при увеличении k_{pi} .

Одной из важных величин, характеризующих компаундированный асинхронный генератор, является напряжение на компаундирующих конденсаторах $U_K = I_K x_K$. Относительное значение этого напряжения

$$\bar{U}_K = \frac{U_K}{U_n} = \frac{I_K x_K}{U_n} = \bar{x}_K, \quad (1.10)$$

$$\bar{U}_{к.ном} = \frac{U_{к.ном}}{U_n} = \frac{I_{н.ном} x_K}{U_n} = \bar{x}_{к.н.м}$$

равняется относительному значению сопротивления компаундирующих конденсаторов. С увеличением $\bar{x}_{\text{к.ном}}$ напряжение на компаундирующих конденсаторах

$$U_{\text{к.ном}} = U_{\text{н}} \bar{I}_{\text{к.ном}} \quad (1.11)$$

также увеличивается. Это приводит к уменьшению емкости и массы компаундирующих конденсаторов.

Токи компаундированного асинхронного генератора, как следует из треугольника *odf* (см. рис. 1.2, б), связаны соотношением

$$I_1^2 = I_{\text{н}}^2 + I_C^2 - 2I_{\text{н}}I_C \cos \gamma$$

и, следовательно, ток генератора

$$I_1 = I_{\text{н}} \sqrt{1 + \bar{I}_C^2 - 2\bar{I}_C \cos \gamma}, \quad (1.12)$$

где I_C — относительное значение тока в цепи включенных параллельно нагрузке конденсаторов,

$$\bar{I}_C = \frac{I_C}{I_{\text{н}}}. \quad (1.13)$$

Угол $\gamma = \pi - \alpha = 0,5\pi + \beta$, и, следовательно,

$$\cos \gamma = -\sin \beta = -\frac{bc}{\sqrt{bc^2 + ob^2}} = -\frac{ac - ab}{\sqrt{(ac - ab)^2 + ob^2}}.$$

Так как $ac = x_{\text{к}} I_{\text{н}}$, $ab = U_{\text{н}} \sin \varphi_{\text{н}}$, $ob = U_{\text{н}} \cos \varphi_{\text{н}}$, то

$$\cos \gamma = \frac{U_{\text{н}} \sin \varphi_{\text{н}} - x_{\text{к}} I_{\text{н}}}{\sqrt{(U_{\text{н}} \sin \varphi_{\text{н}} - x_{\text{к}} I_{\text{н}})^2 + (U_{\text{н}} \cos \varphi_{\text{н}})^2}},$$

$$\text{или } \cos \gamma = \frac{\sin \varphi_{\text{н}} - \bar{x}_{\text{к}}}{\sqrt{(\bar{x}_{\text{к}} - \sin \varphi_{\text{н}})^2 + \cos^2 \varphi_{\text{н}}}}.$$

Используя эту формулу, представим выражение тока фазы статора в виде

$$I_1 = I_{\text{н}} \sqrt{1 + \bar{I}_C^2 - 2\bar{I}_C \frac{\sin \varphi_{\text{н}} - \bar{x}_{\text{к}}}{\sqrt{(\bar{x}_{\text{к}} - \sin \varphi_{\text{н}})^2 + \cos^2 \varphi_{\text{н}}}}}. \quad (1.14)$$

Пренебрегая потерями в конденсаторах и регулирующих устройствах, можно считать, что активные мощности генератора и нагрузки $m_1 U_1 I_1 \cos \varphi_1 = m_1 U_{\text{н}} I_{\text{н}} \cos \varphi_{\text{н}}$, а отношение активных токов генератора и нагрузки обратно пропорционально отношению соответствующих напряжений:

$$\frac{I_{1\text{а}}}{I_{\text{н.а}}} = \frac{I_1 \cos \varphi_1}{I_{\text{н}} \cos \varphi_{\text{н}}} = \frac{U_{\text{н}}}{U_1}. \quad (1.15)$$

Из равенства активных мощностей генератора и нагрузки следует, что $\cos \varphi_1 = \cos \varphi_{\text{н}} \frac{U_{\text{н}} I_{\text{н}}}{U_1 I_1}$.

Используя выражения (1.14) и (1.15), получим

$$\cos \varphi_1 = \frac{\cos \varphi_n}{\sqrt{[(\bar{x}_k - \sin \varphi_n)^2 + \cos^2 \varphi_n] (1 + \bar{I}_C)^2 - 2\bar{I}_C (\bar{x}_k - \sin \varphi_n) \times \frac{\cos \varphi_n}{\sqrt{(\bar{x}_k - \sin \varphi_n)^2 + \cos^2 \varphi_n}}}} \quad (1.16)$$

При заданном режиме работы асинхронного генератора (U_n , I_n , $\cos \varphi_n$) существует однозначная зависимость между $\cos \varphi_1$, $\bar{x}_k$, $\bar{I}_C$. Графики ее показаны на рис. 1.7, 1.8, 1.9 для $\cos \varphi_n = 1$; 0,8; 0,6. Выбор двух из этих величин при проектировании генератора однозначно определяет значение третьей величины.

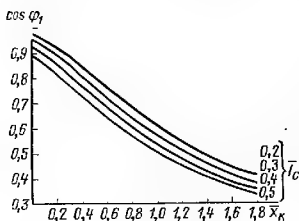


Рис. 1.7 График зависимостей коэффициента мощности асинхронного генератора от относительного значения сопротивления компаундирующих конденсаторов при $\cos \varphi_n = 1$

Из графиков видно, что при заданных $\cos \varphi_n$ и $\bar{I}_C$ уменьшение $\bar{x}_k$ приводит к увеличению требуемого значения коэффициента мощности генератора.

Обозначим через $\bar{x}_k^*$ значение $\bar{x}_k$, при котором $\cos \varphi_1 = 1$. Тогда, полагая знаменатель выражения (1.16) равным $\cos \varphi_n$, можно получить уравнение

$$(\bar{x}_k^* - \sin \varphi_n)^4 - 2 \frac{\bar{I}_C^2 \cos^2 \varphi_n}{1 - \bar{I}_C^2} (\bar{x}_k^* - \sin \varphi_n)^2 + \frac{\bar{I}_C^4 \cos^4 \varphi_n}{(1 - \bar{I}_C^2)^2} = 0,$$

решая которое, найдем

$$\bar{x}_k^* - \sin \varphi_n = \frac{\bar{I}_C \cos \varphi_n}{1 - \bar{I}_C^2} \quad (1.17)$$

Сопротивление $\bar{x}_k^*$ является функцией коэффициента мощности нагрузки и относительного значения тока параллельных конденсаторов.

Диапазон значений $\bar{x}_k > \bar{x}_k^*$, при которых возможна реализация компаундированного асинхронного генератора, расширяется при увеличении I_C и коэффициента мощности нагрузки (рис. 1.10).

В компаундированном асинхронном генераторе компенсация реактивных мощностей генератора $Q_{к.г}$ и нагрузки Q_n осуществляется за счет реактивных мощностей конденсаторов, включенных параллельно и последовательно с нагрузкой

$$Q = Q_{\text{к.г}} + Q_{\text{н}} = Q_{\text{с}} + Q_{\text{к}}, \quad (1.18)$$

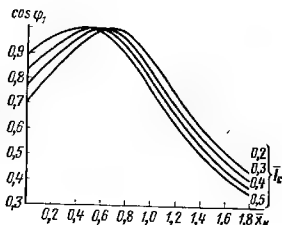
где

$$Q_{\text{с}} = m_1 I_{\text{с}}^2 x_{\text{с}}; \quad Q_{\text{к}} = m_1 I_{\text{н}}^2 x_{\text{к}}. \quad (1.19)$$

Учитывая, что $\bar{I}_{\text{с}} \bar{x}_{\text{с}} = \frac{U_1}{U_{\text{н}}} = \sqrt{(\bar{x}_{\text{к}} - \sin \varphi_{\text{н}})^2 + \cos^2 \varphi_{\text{н}}}$, можно от-
носительное значение реактивной мощности компаундирующих
конденсаторов

$$\bar{Q}_{\text{к}} = \frac{Q_{\text{к}}}{Q} = \frac{m_1 I_{\text{н}}^2 x_{\text{к}}}{m_1 I_{\text{н}}^2 x_{\text{к}}; m_1 I_{\text{с}}^2 x_{\text{с}}} = \frac{\bar{x}_{\text{к}}}{\bar{x}_{\text{к}} + \bar{I}_{\text{с}}^2 \bar{x}_{\text{с}}}$$

Рис. 1.8 График зависимостей коэф-
фициента мощности асинхронного
генератора от относительного значе-
ния сопротивления компаундирующих
конденсаторов при $\cos \varphi_{\text{н}} = 0,8$



представить в виде

$$Q_{\text{к}} = \frac{\bar{x}_{\text{к}}}{\bar{x}_{\text{к}} + \bar{I}_{\text{с}} \sqrt{(\bar{x}_{\text{к}} - \sin \varphi_{\text{н}})^2 + \cos^2 \varphi_{\text{н}}}}. \quad (1.20)$$

Относительное значение реактивной мощности конденсаторов,
включенных параллельно нагрузке

$$\bar{Q}_{\text{с}} = \frac{Q_{\text{с}}}{Q} = 1 - \bar{Q}_{\text{к}} = \frac{\bar{I}_{\text{с}} \sqrt{(\bar{x}_{\text{к}} - \sin \varphi_{\text{н}})^2 + \cos^2 \varphi_{\text{н}}}}{\bar{x}_{\text{к}} + \bar{I}_{\text{с}} \sqrt{(\bar{x}_{\text{к}} - \sin \varphi_{\text{н}})^2 + \cos^2 \varphi_{\text{н}}}}. \quad (1.21)$$

Если ввести относительное значение напряжения на компаунди-
рующих конденсаторах

$$\begin{aligned} U_{\text{к}}^* = \frac{U_{\text{к}}}{U_1} &= \frac{I_{\text{н}} x_{\text{к}}}{U_{\text{н}} \sqrt{(\bar{x}_{\text{к}} - \sin \varphi_{\text{н}})^2 + \cos^2 \varphi_{\text{н}}}} = \\ &= \frac{\bar{x}_{\text{к}}}{\sqrt{(\bar{x}_{\text{к}} - \sin \varphi_{\text{н}})^2 + \cos^2 \varphi_{\text{н}}}}, \end{aligned} \quad (1.22)$$

то относительные значения реактивных мощностей конденса-
торов можно представить в виде

$$\bar{Q}_{\text{к}} = \frac{U_{\text{к}}^*}{U_{\text{к}}^* + \bar{I}_{\text{с}}}, \quad \bar{Q}_{\text{с}} = \frac{\bar{I}_{\text{с}}}{U_{\text{к}}^* + \bar{I}_{\text{с}}}. \quad (1.23)$$

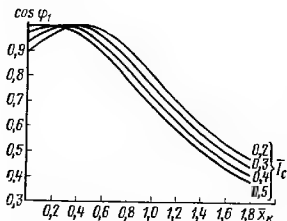


Рис. 1.9. График зависимостей коэффициента мощности асинхронного генератора от относительного значения сопротивления компаундирующих конденсаторов при $\cos \varphi_K = 0,6$

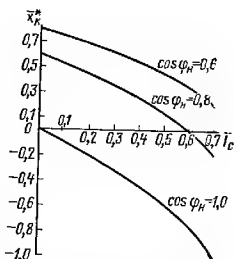


Рис. 1.10. График зависимостей относительного значения сопротивления компаундирующих конденсаторов, соответствующего $\cos \varphi_1 = 1$, от относительной величины тока, протекающего через включенные параллельно с нагрузкой конденсаторы

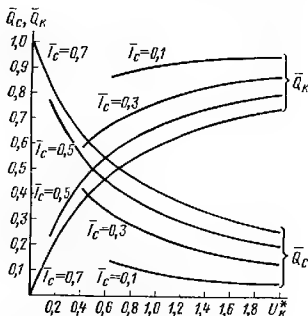


Рис. 1.11. График зависимостей относительных значений реактивных мощностей компаундирующих конденсаторов и конденсаторов, включенных параллельно нагрузке, от относительного значения напряжения на компаундирующих конденсаторах для ряда относительных величин тока, протекающего через включенные параллельно нагрузке конденсаторы

На рис. 1.11 показаны графики зависимостей $\bar{Q}_K$ и $\bar{Q}_C$ от U_K^* для различных $\bar{I}_C$.

Относительное значение реактивной мощности компаундирующих конденсаторов может быть представлено в виде функции $\bar{x}_K$. Как следует из формулы (1.20),

$$\bar{I}_C \sqrt{(\bar{x}_K - \sin \varphi_n)^2 + \cos^2 \varphi_n} = \bar{x}_K \frac{1 - \bar{Q}_K}{\bar{Q}_K}.$$

Введя это выражение в формулу (1.16), получим уравнение

$$\bar{x}_K^2 - 2\bar{Q}_K \sin \varphi_n \bar{x}_K + \bar{Q}_K^2 \left(1 - \frac{\cos^2 \varphi_n}{\cos^2 \varphi_1} \right) = 0,$$

решив которое, найдем

$$\bar{Q}_K = \frac{\bar{x}_K}{\sin \varphi_n + \cos \varphi_n \cdot \operatorname{tg} \varphi_1}. \quad (1.24)$$

При заданных постоянных значениях коэффициентов мощности нагрузки и генератора $\bar{Q}_K$ является линейной функцией $\bar{x}_K$.

При $\bar{x}_K = \bar{x}_{K, \text{пр}}$,

$$\text{где } \bar{x}_{K, \text{пр}} = \sin \varphi_n + \cos \varphi_n \cdot \operatorname{tg} \varphi_1, \quad (1.25)$$

$\bar{Q}_K = 1$, т. е. компенсация реактивных мощностей генератора и нагрузки осуществляется только за счет реактивной мощности компаундирующих конденсаторов. Поэтому $\bar{x}_{K, \text{пр}}$ можно рассматривать как предельное относительное значение сопротивления компаундирующих конденсаторов, при котором $\bar{Q}_K = 1$, $\bar{Q}_C = I_C = 0$.

Если параллельно нагрузке включаются только конденсаторы, то при проектировании генератора следует исходить из условия, что $\bar{x}_K < \bar{x}_{K, \text{пр}}$.

1.4. Конденсаторы, используемые для возбуждения асинхронных генераторов

Конденсаторы, используемые для возбуждения асинхронных генераторов, включаются параллельно нагрузке (в звезду или треугольник) и последовательно с ней. Они komponуются в виде трех или шести конденсаторных батарей в соответствии с числом фаз и в зависимости от вида асинхронного генератора.

Реактивная мощность батареи конденсаторов определяется протекающим через нее током $I_{б.к}$ и напряжением на батарее $U_{б.к}$:

$$Q_{б.к} = U_{б.к} I_{б.к} = 2\pi \cdot 10^{-6} f_1 C_{б.к} U_{б.к}^2, \quad (1.26)$$

где $C_{б.к}$ — емкость батареи конденсаторов, мкФ;
 f_1 — частота напряжения $U_{б.к}$, Гц.

Если задана реактивная мощность $Q_{б.к.}$, то для обеспечения ее необходима емкость конденсаторной батареи

$$C_{б.к.} = \frac{1,59 \cdot 10^5 Q_{б.к.}}{f_1 U_{б.к.}^2} \quad (1.27)$$

Эта емкость обратно пропорциональна частоте переменного тока и квадрату напряжения на конденсаторах.

Масса батареи конденсаторов зависит от величины ее реактивной мощности и может быть представлена в виде

$$m_{б.к.} = m_{с0} Q_{б.к.}, \quad (1.28)$$

где $m_{с0}$ — удельная масса конденсаторов (масса, приходящаяся на единицу реактивной мощности), измеряемая в кг/вар.

Масса конденсаторов, используемых в асинхронном генераторе с параллельными конденсаторами, равняется утроенной массе одной батареи:

$$m_c = 3m_{б.к.} = 3m_{с0} Q_{б.к.} = m_{с0} Q, \quad (1.29)$$

где Q — суммарная реактивная мощность генератора и нагрузки.

Обозначив число конденсаторов в батарее через n_k , массу и емкость одного конденсатора соответственно через $m_{к1}$ и $C_{к1}$, представим выражение удельной массы конденсаторов в виде

$$m_{с0} = \frac{m_{б.к.}}{Q_{б.к.}} = \frac{n_k m_{к1}}{2\pi 10^{-6} f_1 C_{к1} n_k U_{б.к.}^2}$$

$$\text{или} \quad m_{с0} = \frac{1,59 \cdot 10^5 m_k^*}{f_1 U_{б.к.}^2} \quad (1.30)$$

Здесь через m_k^* обозначена масса конденсатора, приходящаяся на единицу его емкости:

$$m_k^* = \frac{m_{к1}}{C_{к1}}, \quad (1.31)$$

причем m_k^* измеряется в кг/мкФ.

Величина m_k^* зависит от типа конденсатора, его емкости и рабочего напряжения.

Из выражения (1.30) следует, что удельная масса конденсаторов обратно пропорциональна квадрату напряжения и частоте этого напряжения.

Увеличение напряжения на конденсаторах при заданной реактивной мощности позволяет уменьшить емкость и массу конденсаторной батареи.

При соединении конденсаторных батарей в звезду, когда $U_{б.к.} = U_1$, емкость и удельная масса батареи конденсаторов, а также полная масса конденсаторов соответственно равняются

$$C_{\lambda} = \frac{1,59 \cdot 10^5 Q_{6K}}{f_1 U_1^2} - \frac{0,53 \cdot 10^5 Q}{f_1 U_1^2}; \quad (1.32)$$

$$m_{C0\lambda} = \frac{1,59 \cdot 10^5 m_K^*}{f_1 U_1^2}; \quad (1.33)$$

$$m_{C\lambda} = 3m_{6,K\lambda} - m_{C0\lambda} Q. \quad (1.34)$$

Если же батареи конденсаторов соединены в треугольник, то напряжение на них увеличивается в $\sqrt{3}$ раз по сравнению с напряжением при соединении конденсаторов в звезду, а емкость, удельная и полная массы этих батарей уменьшаются в три раза:

$$C_{\Delta} = \frac{1,59 \cdot 10^5 Q_{6K}}{f_1 (\sqrt{3} U_1)^2} = \frac{0,177 \cdot 10^5 Q}{f_1 U_1^2}; \quad (1.35)$$

$$m_{C0\Delta} = \frac{0,53 \cdot 10^5 m_K^*}{f_1 U_1^2}; \quad (1.36)$$

$$m_{C\Delta} = 3m_{6,K\Delta} - m_{C0\Delta} Q. \quad (1.37)$$

Понятие удельной массы конденсаторов можно использовать также применительно к компаундированному асинхронному генератору. В этом случае масса конденсаторов $m_{K,K}$ представляет собой соответственно сумму масс параллельно включенных (m_C) и компаундирующих (m_K) конденсаторов:

$$m_{K,K} = m_C + m_K - m_{K,0,K} (Q_{K,K} - Q_N) = m_{K,C,K} Q. \quad (1.38)$$

Так как

$$m_C = \frac{1,59 \cdot 10^5 m_{KC}^*}{f_1 U_{np}^2} Q_C,$$

$$m_K = \frac{1,59 \cdot 10^5 m_{K,K}^*}{f_1 U_K^2} (Q - Q_C),$$

где U_{np} , U_K — напряжения на параллельно включенных и компаундирующих конденсаторах, то выражение удельной массы конденсаторов компаундированного асинхронного генератора $m_{K,0,K}$ может быть представлено в виде

$$m_{K,0,K} = \frac{1,59 \cdot 10^5 m_{KC}^*}{f_1 U_{np}^2} \left[\bar{Q}_C + (1 - \bar{Q}_C) \frac{m_{K,K}^*}{m_{KC}^*} \left(\frac{U_{np}}{U_K} \right)^2 \right]. \quad (1.39)$$

Выражая Q_C через $\bar{I}_C$ и U_K^* согласно формуле (1.23) и учитывая, что $\frac{U_{np}}{U_K} = \frac{U_1}{U_K} = \frac{1}{U_K^*}$ при соединении параллельно включенных конденсаторов в звезду и

$$\frac{U_{np}}{U_K} = \frac{\sqrt{3} U_1}{U_K} = \frac{1}{U_K^*}$$

при соединении их в треугольник, получим

$$m_{\kappa,0,\kappa\Delta} = \frac{1,59 \cdot 10^5 m_{\kappa C}^*}{f_1 U_1^2} \left[\bar{Q}_C + (1 - \bar{Q}_C) \frac{m_{\kappa,\kappa}^*}{m_{\kappa C}^*} \left(\frac{U_1}{U_{\kappa}} \right)^2 \right] \\ = m_{C0\Delta} \left[\frac{\bar{I}_C}{U_{\kappa}^* + \bar{I}_C} + \frac{U_{\kappa}^* m_{\kappa,\kappa}^* / m_{\kappa C}^*}{(U_{\kappa}^* + \bar{I}_C) U_{\kappa}^{*2}} \right] - m_{C0\Delta} \frac{I_C U_{\kappa}^* + m_{\kappa,\kappa}^* / m_{\kappa C}^*}{U_{\kappa}^{*2} + U_{\kappa}^* I_C}; \quad (1.40)$$

$$m_{\kappa,0,\kappa\Delta} = \frac{1,59 \cdot 10^5 m_{\kappa C}^*}{3 f_1 U_1^2} \left[\bar{Q}_C + 3(1 - \bar{Q}_C) \frac{m_{\kappa,\kappa}^*}{m_{\kappa C}^*} \left(\frac{U_1}{U_{\kappa}} \right)^2 \right] - \\ - m_{C0\Delta} \left[\frac{\bar{I}_C}{U_{\kappa}^* + \bar{I}_C} + \frac{3 U_{\kappa}^* m_{\kappa,\kappa}^* / m_{\kappa C}^*}{(U_{\kappa}^* + \bar{I}_C) U_{\kappa}^{*2}} \right] - m_{C0\Delta} \frac{\bar{I}_C U_{\kappa}^* + 3 m_{\kappa,\kappa}^* / m_{\kappa C}^*}{U_{\kappa}^{*2} + U_{\kappa}^* I_C}. \quad (1.41)$$

Отношения удельных масс конденсаторов, используемых в компаундированном асинхронном генераторе и в асинхронном генераторе с параллельными конденсаторами

$$\frac{m_{\kappa,0,\kappa\Delta}}{m_{C0\Delta}} = \frac{U_{\kappa}^* \bar{I}_C + m_{\kappa,\kappa}^* / m_{\kappa C}^*}{U_{\kappa}^{*2} + U_{\kappa}^* I_C}, \quad (1.42)$$

$$\frac{m_{\kappa,0,\kappa\Delta}}{m_{C0\Delta}} = \frac{U_{\kappa}^* \bar{I}_C}{U_{\kappa}^{*2} + U_{\kappa}^* I_C}, \quad (1.43)$$

являются функциями U_{κ}^* , $\bar{I}_C$ и получаются различными при соединении параллельно включенных конденсаторов в звезду и треугольник.

На рис. 1.12 показаны графики зависимостей этих отклонений от U_{κ}^* для двух значений $\bar{I}_C$ при $m_{\kappa,\kappa}^* / m_{\kappa C}^* = 1$.

Удельные массы конденсаторов для обоих видов асинхронного генератора получаются одинаковыми при $U_{\kappa} = U_1$, если параллельно включенные конденсаторы соединены в звезду, а при $U_{\kappa} = \sqrt{3} U_1$, если конденсаторы соединены в треугольник.

Для авиационных асинхронных генераторов наиболее приемлемы в настоящее время линейные конденсаторы, изготавливаемые отечественной промышленностью: металлобумажные типа МБГЧ и комбинированные с металлизированными обкладками типа К75-10 на номинальное напряжение 250 В (при частоте 50 Гц), пленочные конденсаторы типа К71-4 на номинальное напряжение 160 В (определяемое при постоянном токе) и другие.

При использовании конденсаторов этих типов целесообразно комплектовать батареи из конденсаторов емкостью 10 мкФ каждый. При этом массы конденсаторов на единицу емкости получаются минимальными: $m_{\kappa}^* = 0,039$ кг/мкФ для К75-10; $m_{\kappa}^* = 0,027$ кг/мкФ для МБГЧ; $m_{\kappa}^* = 0,020$ кг/мкФ для К71-4.

Удельная масса конденсатора, определяемая по формуле (1.30), является функцией m_k^* , напряжения и частоты.

Чем больше напряжение на конденсаторе, тем меньше удельная масса конденсаторов, масса их и масса генераторной установки в целом.

Следует учитывать, что величина допустимого напряжения на конденсаторе зависит от частоты этого напряжения, продолжительности его действия, внешних условий и интенсивности охлаждения.

С увеличением частоты из-за возрастания потерь и температуры конденсатора допустимое напряжение на конденсаторе должно уменьшаться. Так, например, при использовании в цепях переменного тока частоты 400 Гц в диапазоне температур окружающей среды от 213 до 343 К допустимое напряжение при продолжительном режиме работы не должно превышать 150 В для конденсаторов МБГЧ и 130 В для конденсаторов К75-10. При напряжении 120 В, соответствующем соединению конденсаторов в звезду, их удельные массы равняются $m_{\text{сол}} = 1,078 \cdot 10^{-3}$ кг/вар (К75-10) и $m_{\text{ссл}} = 0,745 \cdot 10^{-3}$ кг/вар (МБГЧ).

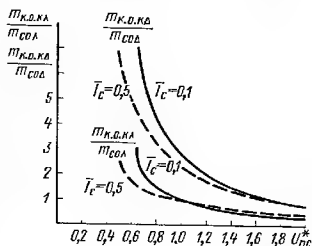


Рис. 1.12. График зависимостей отношений масс конденсаторов компаундирующего асинхронного генератора и асинхронного генератора с параллельными конденсаторами от относительного значения напряжения на компаундирующих конденсаторах при соединении конденсаторов, включенных параллельно с нагрузкой, в звезду и треугольник

Конденсаторы К71-4, тангенс угла потерь которых значительно ниже, чем у конденсаторов МБГЧ и К75-10, допускают одинаковые напряжения 106 В при частотах 50 и 400 Гц при работе в диапазоне температур от 213 до 358 К. Напряжение на них должно снижаться начиная с частоты 500—600 Гц. При напряжении 106 В в частотах 50 и 400 Гц удельные массы конденсаторов К71-4 равны соответственно $m_{\text{с0}} = 5,66 \cdot 10^{-3}$ кг/вар и $m_{\text{с0}} = 0,708 \cdot 10^{-3}$ кг/вар.

Если продолжительность действия напряжения на конденсаторе невелика и нагрев его за это время существенно не изменяется, то допускается значительное повышение напряжения на конденсаторе по сравнению со значением его при продолжительном режиме работы. Например, в конденсаторах типа МБГЧ

при частотах до 500 Гц допускается повышение напряжения до номинального значения 250 В в течение не более 10 с. При этом при частоте 400 Гц удельная масса конденсаторов уменьшается до $m_{с0}=0,174 \cdot 10^{-3}$ кг/вар.

Возможность повышения напряжения на конденсаторах и уменьшения их удельной массы может быть использована в компандированных асинхронных генераторах, предназначенных для работы с кратковременными перегрузками.

Следует отметить, что повышение напряжения на конденсаторах для уменьшения их удельной массы возможно и при продолжительном режиме работы асинхронного генератора. Однако возможности использования серийных конденсаторов при повышенных напряжениях в настоящее время изучены недостаточно. Решение этой задачи позволит существенно уменьшить удельную массу конденсаторов и массу асинхронных генераторов в целом.

Применяя форсированное воздушное и жидкостное охлаждение конденсаторов, можно повысить рабочее напряжение конденсаторов до величины, лимитируемой электрической прочностью диэлектрика.

Увеличение напряжения на конденсаторах и снижение удельной массы возможно также при использовании их в условиях, когда максимальная температура окружающей среды меньше расчетного значения. Из расчетных данных следует, что температура корпуса конденсаторов К71-4 при напряжении 120 В, частоте 400 Гц и максимальной температуре окружающей среды 333 К получится меньше, чем при работе их в условиях, когда напряжение 106 В, частота 400 Гц, а максимальная температура окружающей среды равняется расчетной, 358 К. При напряжении 120 В и частоте 400 Гц удельная масса конденсаторов К71-4 $m_{с0}=0,55 \cdot 10^{-3}$ кг/мкФ

Согласно данным Г. В. Привалова и С. Н. Философова* конденсаторы К75-10 могут иметь удельную массу $(0,4 \cdot 0,5) 10^{-3}$ кг/вар.

Для улучшения массовых характеристик асинхронных генераторов с конденсаторным возбуждением и расширения их области применения необходимо изготовление промышленностью новых конденсаторов с уменьшенными значениями удельной массы по сравнению с приведенными выше типами конденсаторов.

1.5. Асинхронный генератор с независимым возбуждением

Асинхронный генератор с независимым возбуждением может использоваться в качестве основного генератора в системах энергоснабжения или в качестве дополнительного, с помощью которого решаются специальные задачи.

Асинхронный генератор с независимым возбуждением отдает нагрузке активную мощность и обеспечивается реактивной мощ-

* Г. В. Привалов, С. Н. Философов. — «Электротехника», 1972, № 7.

ностью за счет синхронной машины. Напряжение асинхронного генератора в процессе работы либо регулируется по определенному закону, либо остается постоянным. Генерирующее устройство первого типа разработано М. М. Красношапкой [20]. Оно предназначено для получения трехфазного тока постоянной частоты при изменяющейся частоте вращения авиадвигателя.

В этой системе основным является синхронный генератор. Асинхронная машина используется для стабилизации частоты вращения и частоты напряжения синхронного генератора. Синхронный генератор и асинхронная машина приводятся во вращение от авиадвигателя через дифференциальный редуктор.

В системе электроснабжения, разработанной Н. Д. Торопцевым [18], напряжение асинхронного генератора независимого возбуждения поддерживается постоянным. Здесь асинхронный генератор приводится во вращение от того же вала, что и синхронная машина, но через повышающий редуктор.

Более подробно генераторные установки с асинхронными генераторами независимого возбуждения будут рассмотрены далее.

Глава 2

СООТНОШЕНИЯ МЕЖДУ ТОКАМИ, НАПРЯЖЕНИЯМИ И ЭЛЕКТРИЧЕСКИМИ ПАРАМЕТРАМИ АСИНХРОННОГО ГЕНЕРАТОРА

2. 1. Основные уравнения, векторные диаграммы и схемы замещения асинхронного генератора

Электромагнитные процессы, происходящие в асинхронном генераторе с независимым возбуждением, описываются уравнениями напряжений (фаз статора и ротора) и уравнением токов.

Напряжение генератора $\dot{U}_1$ отличается от наводимой в обмотке статора э. д. с. $\dot{E}_1$ из-за падения напряжения на сопротивлении фазы статора:

$$\dot{U}_1 = \dot{E}_1 - \dot{I}_1(r_1 + jx_1) = -\dot{U}_c, \quad (2.1)$$

где $\dot{U}_c$ — напряжение сети, к которой подключен генератор;
 $\dot{I}_1$ — ток фазы статора;

r_1 и x_1 соответственно активное сопротивление и индуктивное сопротивление рассеяния фазы статора.

Наводимая в фазе ротора э. д. с. $\dot{E}_2'$ создает ток $\dot{I}_2'$ и равняется падению напряжения от этого тока на активном сопротивлении r_2'/s и индуктивном сопротивлении рассеяния x_2' фазы ротора:

$$\dot{E}_2' = \dot{I}_2' \frac{r_2'}{s} + j\dot{I}_2' x_2' = \dot{I}_2' Z_{2s}'. \quad (2.2)$$

Все величины, входящие в это уравнение, приведены к параметрам статора, что отмечено штрихами у соответствующих им обозначений. Уравнение (2.2) соответствует заторможенному ротору, для которого частоты электромагнитных процессов в фазах статора и ротора одинаковы.

При работе асинхронной машины в генераторном режиме скольжение s отрицательно, а угол сдвига фаз ψ_2 тока I_2' относительно э. д. с. E_2' превышает $0,5\pi$, так как $\operatorname{tg} \psi_2 = \frac{x_2' s}{r_2'} < 0$.

Приведенная э. д. с. фазы ротора равняется э. д. с. фазы статора: $\dot{E}_2' = \dot{E}_1$.

Сумма комплексов тока фазы статора и приведенного тока фазы ротора, как и для асинхронного двигателя, равна комплексу намагничивающего тока:

$$\dot{I}_1 + \dot{I}_2' = \dot{I}_0. \quad (2.3)$$

На рис. 2.1 показана векторная диаграмма асинхронного генератора с независимым возбуждением, соответствующая уравнениям (2.1), (2.2), (2.3). Из нее следует, что асинхронный генератор с независимым возбуждением отдает в сеть активную мощность (векторы $\dot{I}_{1a}$ и $\dot{U}_c$ смещены на угол, равный π радиан) и нагружает сеть реактивной мощностью (ток $\dot{I}_{1p}$ отстает от $\dot{U}_c$ на $0,5\pi$ радиан).

При введении в рассмотрение сопротивления намагничивающего контура

$$Z_m = r_m + jx_m = \frac{\dot{E}_1}{\dot{I}_0} \quad (2.4)$$

Рис. 2.1. Векторная диаграмма асинхронного генератора с независимым возбуждением

уравнения (2.1), (2.2), (2.3) приводятся к виду

$$\dot{I}_0 Z_m + \dot{I}_1 Z_1 = -\dot{U}_1, \quad \dot{I}_0 Z_m + \dot{I}_2' Z_2' = 0, \quad \dot{I}_1 + \dot{I}_2' = \dot{I}_0. \quad (2.5)$$

Системе уравнений (2.5) соответствует Т-образная схема замещения асинхронного генератора с независимым возбуждением. Эта схема замещения представляет собой часть изображенной на рис. 2.2, а электрической цепи, расположенную слева от точек а, х.

Т-образную схему замещения асинхронного генератора с независимым возбуждением можно преобразовать в Г-образную, приведенную на рис. 2.2, б (слева от точек a , x). В последнюю входят лишь две ветви. Одну из них, по которой протекает ток $\dot{I}_2'' = -\frac{\dot{I}_2'}{\dot{c}_1}$, называют главной ветвью схемы замещения. По второй ветви протекает ток фазы статора асинхронной машины, работающей в режиме синхронизма (при $s=0$), $\dot{I}_s 0$.

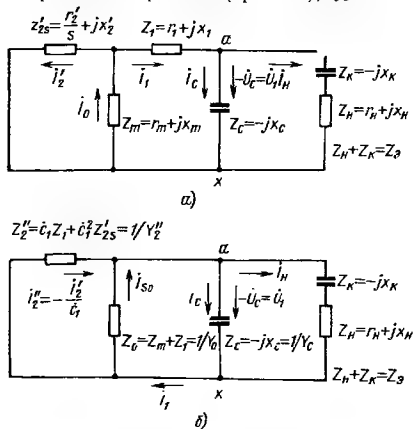


Рис. 2.2. Схемы замещения асинхронного генератора:
а — Т-образная; б — П-образная

К узлам a , x асинхронного генератора с независимым возбуждением приложено напряжение сети $\dot{U}_c = -\dot{U}_1$.

Электромагнитные процессы в автономном асинхронном генераторе с конденсаторным возбуждением, работающем на нагрузку Z_H , описываются системой уравнений, в которую входят уравнения (2.5), уравнение токов

$$\dot{I}_1 = \dot{I}_H + \dot{I}_C \quad (2.6)$$

и дополнительное уравнение напряжений.

Уравнение напряжений для компаундированного асинхронного генератора имеет вид

$$\dot{U}_1 - \dot{U}_H - jx_K \dot{I}_H - \dot{I}_H (Z_H - jx_K) = -jx_C \dot{I}_C. \quad (2.7a)$$

а для генератора с параллельными конденсаторами —

$$\dot{U}_1 = \dot{U}_H - \dot{I}_H Z_H = -j x_C \dot{I}_C. \quad (2.76)$$

На рис. 2.2 изображены Т- и Г-образные схемы замещения компаундированного асинхронного генератора, соответствующие

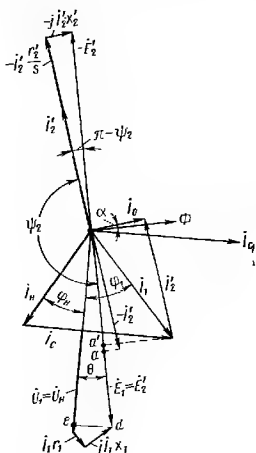


Рис. 2.3. Векторная диаграмма асинхронного генератора с параллельными конденсаторами

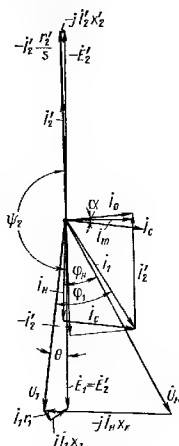


Рис. 2.4. Векторная диаграмма компаундированного асинхронного генератора

уравнениям (2.5), (2.6), (2.7). Эти схемы замещения справедливы и для генератора с параллельными конденсаторами, если считать, что $x_H = 0$.

На рис. 2.3 и 2.4 показаны векторные диаграммы асинхронного генератора с параллельными конденсаторами и компаундированного асинхронного генератора.

На векторной диаграмме рис. 2.3 в соответствии с уравнением (2.6) показан треугольник векторов токов $\dot{I}_1$, $\dot{I}_n$, $\dot{I}_C$. На векторной диаграмме наряду с этим треугольником изображен также треугольник напряжений $\dot{U}_H$, $\dot{U}_1$, $-j x_C \dot{I}_C$, соответствующий уравнению (2.7а).

Характерным для всех трех векторных диаграмм является то, что ток генератора $\dot{I}_1$ опережает по фазе его напряжение $\dot{U}_1$, а угол сдвига фаз ψ_2 между э. д. с. $\dot{E}_2'$ и током $\dot{I}_2'$ превышает 0,5 п.

2. 2. Соотношение между э. д. с. и напряжением асинхронного генератора

При расчете асинхронного генератора исходной величиной является его напряжение U_1 . Входящая в расчетные соотношения э. д. с. генератора E_1 может быть представлена в виде

$$E_1 = c U_1. \quad (2. 8)$$

Используя векторную диаграмму асинхронного генератора (см. рис. 2. 1), можно выразить c через параметры и величины, характеризующие генератор.

Спроектировав векторы э. д. с. и падений напряжений на вектор напряжения асинхронного генератора, получим

$$U_1 = E_1 \cos \theta + I_1 x_1 \sin \varphi_1 + I_1 r_1 \cos \varphi_1,$$

$$c = \frac{E_1}{U_1} = \frac{1 - \frac{I_1 x_1}{U_1} \sin \varphi_1 + \frac{I_1 r_1}{U_1} \cos \varphi_1}{\cos \theta}.$$

Обозначив

$$x_s = \frac{x_1 I_1}{U_1}, \quad (2. 9)$$

$$r_s = \frac{r_1 I_1}{U_1}, \quad (2. 10)$$

представим последнее выражение в виде

$$c = \frac{1 - x_s \sin \varphi_1 + r_s \cos \varphi_1}{\cos \theta}.$$

Как следует из векторной диаграммы (см. рис. 2. 1),

$$\operatorname{tg} \theta = \frac{ed}{oe} = \frac{I_1 r_1 \sin \varphi_1 + I_1 x_1 \cos \varphi_1}{U_1 + I_1 r_1 \cos \varphi_1 - I_1 x_1 \sin \varphi_1},$$

или

$$\operatorname{tg} \theta = \frac{r_s \sin \varphi_1 + x_s \cos \varphi_1}{1 + r_s \cos \varphi_1 - x_s \sin \varphi_1}, \quad (2. 11)$$

а

$$\cos \theta = \frac{1 + r_s \cos \varphi_1 - x_s \sin \varphi_1}{1 + (r_s \sin \varphi_1 + x_s \cos \varphi_1)^2 + (1 + r_s \cos \varphi_1 - x_s \sin \varphi_1)^2}. \quad (2. 12)$$

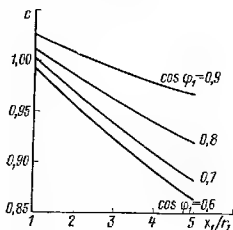
Следовательно,

$$c = \sqrt{1 + r_s^2 + x_s^2 + 2(r_s \cos \varphi_1 - x_s \sin \varphi_1)}. \quad (2. 13)$$

Отношение э. д. с. к напряжению генератора является функцией относительных значений сопротивлений фазы статора и угла сдвига фаз между током и напряжением генератора.

При заданном значении этого угла величина c может быть определена точно после расчета параметров обмотки статора генератора.

Если обозначить φ_{01} угол, тригонометрические функции которого



$$\sin \varphi_{01} = \frac{x_s}{\sqrt{r_s^2 + x_s^2}} = \frac{x_1}{\sqrt{r_1^2 + x_1^2}},$$

$$\sin \varphi_{01} = \frac{r_s}{\sqrt{r_s^2 + x_s^2}} = \frac{r_1}{\sqrt{r_1^2 + x_1^2}},$$

Рис. 2.5. График зависимостей отношения э. д. с. и напряжения фазы статора генератора от отношения ее реактивного и активного сопротивления при $r_s = 0,05$

то отношение c можно привести к виду

$$c = \sqrt{1 + (r_s^2 + x_s^2) \left[1 + \frac{2}{\sqrt{r_s^2 + x_s^2}} \cos(\varphi_1 + \varphi_{01}) \right]}. \quad (2.14)$$

Отношение c может быть меньше или больше единицы или равняться единице в зависимости от величины угла $\varphi_1 + \varphi_{01}$.

Если

$$1 + \frac{2}{\sqrt{r_s^2 + x_s^2}} \cos(\varphi_1 + \varphi_{01}) \leq 0$$

или

$$\cos(\varphi_1 + \varphi_{01}) \leq -\frac{\sqrt{r_s^2 + x_s^2}}{2},$$

то $c < 1$, а $E_1 < U_1$. В противном случае $c > 1$, а $E_1 > U_1$.

На рис. 2.5 показаны графики зависимости $c = f(x_1/r_1)$ для различных значений коэффициента мощности генератора, рассчитанные для $r_s = 0,05$. Коэффициент c уменьшается при увеличении x_1/r_1 и при уменьшении коэффициента мощности генератора.

Используя эти графики, можно задать величину c при расчете асинхронного генератора. Следует учитывать при этом, что при мощностях асинхронных генераторов, равных единицам-десяткам кВт·А, отношение $x_1/r_1 = 1,5 \div 3$.

2.3. Соотношение между токами асинхронного генератора

При проектировании асинхронного генератора заданными величинами являются активная мощность нагрузки, напряжение и число фаз обмотки статора.

Эти величины однозначно определяют активную составляющую тока нагрузки $I_{н.а} = \frac{P_n}{m_1 U_n}$.

Активная составляющая тока фазы статора генератора отличается от $I_{н.а}$ вследствие потерь в возбуждающих и регулирующих устройствах и неравенства U_1 и U_n в компаундированном генераторе:

$$I_{1a} \approx (I_{н.а} + I_{н.а}) \frac{U_n}{U_1} - c_a I_{н.а} \frac{U_n}{U_1} = \frac{c_a P_n}{m_1 U_1}, \quad (2.15)$$

где $I_{н.а}$ — эквивалентная активная составляющая тока возбуждающих и регулирующих устройств.

Ток фазы статора генератора выражается через активную составляющую тока следующим образом:

$$I_1 = \frac{I_{1a}}{\cos \varphi_1}. \quad (2.16)$$

Величиной коэффициента мощности при расчете генератора обычно задаются.

Приведенное значение тока фазы ротора можно выразить через активную составляющую тока или ток фазы статора. Для установления этих соотношений спроектируем вектор тока фазы статора на направление э. д. с. E_1 (см. рис. 2.1): $oa' = I_1 \cos(\varphi_1 - \theta)$. Так как

$$oa' = oa \quad aa' = -I_2' \cos \psi_2 - I_{0a},$$

то

$$I_2' = \frac{\cos(\varphi_1 - \theta) I_1 + I_{0a}}{-\cos \psi_2} = k_2 I_1 \cos(\varphi_1 - \theta). \quad (2.17)$$

Приведенный ток фазы ротора зависит в основном от тока фазы статора и разности углов φ_1 , θ . Влияние на него тока I_{0a} и угла ψ_2 сравнительно невелико и может быть учтено приближенно с помощью коэффициента $k_2 = 1,02 \div 1,03$.

Зная приведенное значение тока фазы ротора, можно определить ток в стержне

$$I_{ст} = I_2' \frac{W}{z_2} \quad (2.18)$$

и ток в кольце ротора

$$I_k = \frac{I_{ст}}{2 \sin \frac{\pi p}{z_2}} \approx \frac{z_2}{2 \pi p} I_{ст}. \quad (2.19)$$

Входящая в выражение тока стержня величина W является функцией параметров обмотки статора: числа витков w_1 , обмоточного коэффициента $k_{об1}$ и числа параллельных ветвей обмотки $a_{пр1}$

$$W = \frac{2m_1 w_1 k_{об1}}{a_{пр1}}. \quad (2.20)$$

Приведенное значение тока фазы ротора может быть определено также с помощью выражения электромагнитной мощности асинхронного генератора

$$P_{э.м} = P_{н} + \Delta P_{м1} + \Delta P_{с1} + \Delta P_{в.р},$$

где $\Delta P_{м1}$, $\Delta P_{с1}$, $\Delta P_{в.р}$ — соответственно потери в обмотке статора, потери в стали статора, потери в возбуждающих и регулирующих устройствах.

В этом случае

$$I'_2 = \frac{P_{н} + \Delta P_{м1} + \Delta P_{с1} + \Delta P_{в.р}}{m_1 E (\cos \psi_2)}. \quad (2.21)$$

Обычно угол сдвига фаз между током и э. д. с. обмотки ротора $\psi_2 = 5^\circ \div 8^\circ$.

2.4. Коэффициент мощности асинхронного генератора

Коэффициент мощности является одной из основных исходных величин при проектировании асинхронного генератора. Значением этого коэффициента необходимо задаваться в начале расчета генератора.

При дальнейшем проектировании это значение уточняется, либо расчет выполняется таким образом, чтобы обеспечить получение исходного значения коэффициента мощности асинхронного генератора.

Коэффициент мощности асинхронного генератора является функцией намагничивающего тока. Для установления зависимости между этими величинами используем соотношение между токами асинхронного генератора, которое можно получить с помощью векторной диаграммы рис. 2.1:

$$I_1^2 = I_0^2 + I_2'^2 - 2I_0 I_2' \cos(1.5\pi - \psi_2 - \alpha).$$

Так как

$$I_2' = k_2 I_1 \cos(\varphi_1 - \theta),$$

то

$$I_1^2 = I_0^2 + k_2^2 I_1^2 \cos^2(\varphi_1 - \theta) + 2I_0 I_1 k_2 \cos(\varphi_1 - \theta) \sin(\varphi_2 + \alpha) \quad (2.22)$$

или

$$\cos^2(\varphi_1 - \theta) + 2 \frac{k_{ip}}{k_2} \sin(\varphi_2 + \alpha) \cos(\varphi_1 - \theta) - \frac{1 - k_{ip}^2}{k_2^2} = 0,$$

где $k_{i\mu} = \frac{I_0}{I_1}$ - кратность намагничивающего тока асинхронного генератора.

Решая это уравнение, получим

$$\cos(\varphi_1 - \theta) = \frac{\sqrt{1 - k_{i\mu}^2 [1 - \sin^2(\psi_2 + \alpha)]} - k_{i\mu} \sin(\psi_2 + \alpha)}{k_2}, \quad (2.23)$$

откуда

$$\varphi_1 - \theta + \arccos \left\{ \frac{\sqrt{1 - k_{i\mu}^2 [1 - \sin^2(\psi_2 + \alpha)]} - k_{i\mu} \sin(\psi_2 + \alpha)}{k_2} \right\}. \quad (2.24)$$

Используя уравнение (2.22), можно установить зависимость кратности намагничивающего тока от φ_1 :

$$k_{i\mu} = \sqrt{1 - k_2^2 \cos^2(\varphi_1 - \theta) \cos^2(\psi_2 + \alpha) - k_2 \cos(\varphi_1 - \theta) \sin(\psi_2 + \alpha)}. \quad (2.25)$$

Каждому значению коэффициента мощности генератора соответствует определенная величина кратности намагничивающего тока. Заданное значение коэффициента мощности генератора можно получить, обеспечив определенную м. д. с. стальных участков магнитопровода (выбирая, например, соответствующим образом высоту спинок ротора и статора).

На рис. 2.6 показан график зависимости $k_{i\mu} = f(\cos \varphi_1)$, построенный для $k_2 = 1,025$, $\psi_2 + \alpha = 178^\circ$, $\theta = 5^\circ$. Его можно использовать для определения кратности намагничивающего тока генератора по заданному значению его коэффициента мощности.

Следует отметить, что с увеличением коэффициента мощности асинхронного генератора возрастает влияние его на кратность намагничивающего тока.

При расчете асинхронного генератора может оказаться, что за счет м. д. с. стальных участков магнитной цепи нельзя обеспечить заданный коэффициент мощности генератора и в связи с этим необходимо будет уточнить коэффициент мощности.

Последнее может быть осуществлено после определения главных размеров генератора и после расчета магнитной цепи. При этом для сокращения количества расчетов во многих случаях после принятия нового значения коэффициента мощности генератора можно принять

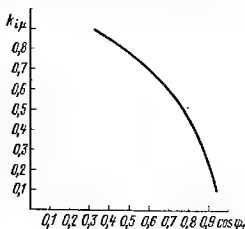


Рис. 2.6. График зависимости кратности намагничивающего тока от коэффициента мощности асинхронного генератора

другие значения скольжения, токов и плотностей токов в обмотках, оставив прежними размеры магнитной цепи, обмоток статора и ротора.

2. 5. Аналитические выражения величин, характеризующих работу асинхронного генератора

Используя Г-образную схему замещения асинхронного генератора, получим аналитические выражения характеризующих его работу величин.

Эти выражения позволяют определять значения величин после того, как выполнен расчет генератора и найдены сопротивления фаз статора, ротора и намагничивающего контура (уточненные значения величин).

Комплексы сопротивления главной ветви Г-образной схемы замещения асинхронного генератора (рис. 2.2, б) и ветви, по которой протекает ток синхронизма, определяются по формулам

$$Z_2'' = r_2'' + jx_2'', \quad (2.26)$$

$$Z_0 = r_0 + jx_0. \quad (2.27)$$

Если принять, что $\dot{c}_1 = c_1$, то активные и реактивные составляющие этих сопротивлений будут равны

$$r_2'' = c_1 \left(r_1 + \frac{c_1 r_2'}{s} \right); \quad (2.28)$$

$$x_2'' = c_1 (x_1 + c_1 x_2'); \quad (2.29)$$

$$r_0 = r_1 + r_m; \quad (2.30)$$

$$x_0 = x_1 + x_m. \quad (2.31)$$

Активные и реактивные составляющие тока главной ветви схемы замещения и тока синхронизма выражаются через напряжение генератора и сопротивления следующим образом:

$$I_{2a}'' = -I_2'' \sin \varphi_2'' = -U_1 \frac{r_2''}{r_2''^2 + x_2''^2},$$

$$I_{2p}'' = I_2'' \cos \varphi_2'' = U_1 \frac{x_2''}{r_2''^2 + x_2''^2},$$

$$I_{s0a} = -I_{s0} \cos \varphi_{s0} = -U_1 \frac{r_0}{r_0^2 + x_0^2},$$

$$I_{s0p} = I_{s0} \sin \varphi_{s0} = U_1 \frac{x_0}{r_0^2 + x_0^2}.$$

Последние выражения позволяют определить ток фазы статора и его составляющие

$$I_1 = \sqrt{I_{1a}^2 + I_{1p}^2}; \quad (2.32)$$

$$I_{1a} = (I_{2a}'' + I_{s0a}) \cdot \frac{1}{\sqrt{\left(\frac{r_2''}{r_2''^2 + x_2''^2} + \frac{r_0}{r_0^2 + x_0^2}\right)}}; \quad (2.33)$$

$$I_{1p} = I_{2p}'' + I_{s0p} = U_1 \left(\frac{x_2}{r_2''^2 + x_2''^2} + \frac{x_0}{r_0^2 + x_0^2} \right), \quad (2.34)$$

потери в обмотке статора

$$\Delta p_{m1} = m_1 I_1^2 r_1, \quad (2.35)$$

активную и реактивную мощности асинхронного генератора

$$P = m_1 U_1 I_{1a}; \quad (2.36)$$

$$Q = m_1 U_1 I_{1p} \quad (2.37)$$

и его коэффициент мощности

$$\cos \varphi_1 = \frac{I_{1a}}{I_1}. \quad (2.38)$$

Ток фазы ротора также может быть выражен через составляющие тока главной ветви схемы замещения:

$$I_2' = c_1 I_2'' = c_1 \sqrt{I_{2a}''^2 + I_{2p}''^2}. \quad (2.39)$$

Зная ток, можно определить потери в меди обмотки ротора

$$\Delta p_{m2} = m_1 I_2'^2 r_2'. \quad (2.40)$$

При уточнении величин по формулам (2.32) — (2.40) для асинхронного генератора с независимым возбуждением и с конденсаторным возбуждением, когда конденсаторы включены параллельно нагрузке, необходимо использовать заданное значение напряжения генератора. В случае компаундированного асинхронного генератора это напряжение необходимо предварительно определить, используя выражение (1.7).

Глава 3

РАЗМЕРЫ И МАССА АСИНХРОННОГО ГЕНЕРАТОРА

3.1. Размеры паза статора

Пазы статора асинхронного генератора выполняются прямоугольными или трапециевидными в зависимости от формы сечения провода обмотки якоря.

Δ_n — толщина прокладки между слоями;
 Δ_b, Δ_h соответственно допуски на укладку обмотки по ширине и высоте паза.

Ширина щели прямоугольного паза является функцией ширины изолированного провода и толщины пазовой изоляции:

$$b_{щ1} = a_{нз} + 2\Delta_{н.и} + \Delta_{иц}, \quad (3.3)$$

где $\Delta_{иц}$ — допуск на укладку обмотки.

При расчете размеров трапецидального паза необходимо определить его максимальную ширину $b_{п1 \max}$, минимальную ширину $b_{п1 \min}$, высоту паза $h_{п1}$ и ширину щели $b_{щ1}$ (рис. 3.1, б). Остальные размеры паза либо являются функциями этих величин, либо выбираются исходя из опыта производства авиационных электрических машин.

Исходной величиной при расчете размеров трапецидального паза является его площадь $S_{п1}$.

Если, кроме нее, определены диаметр статора D и ширина зубца $b_{з1}$, то выражения для определения $b_{п1 \min}$, $b_{п1 \max}$, $h_{п1}$ получаются в результате решения системы трех уравнений:

$$\frac{b_{п1 \min} + b_{п1 \max}}{2} h_{п1} = S_{п1},$$

$$b_{п1 \max} - b_{п1 \min} = 2h_{п1} \operatorname{tg} \frac{\alpha_{п1}}{2},$$

$$(b_{п1 \min} + b_{з1})z_1 = \pi(D + 2h_{y1} + 2\Delta_k),$$

где z_1 — число пазов статора;

h_{y1} — высота усика паза статора;

$\alpha_{п1}$ — угол между осями двух соседних зубцов статора,

$$\alpha_{п1} = \frac{2\pi}{z_1}. \quad (3.4)$$

Решая эту систему уравнений, получим

$$b_{п1 \min} = \frac{\pi[D + 2(h_{y1} + \Delta_k)]}{z_1} - b_{з1}; \quad (3.5)$$

$$h_{п1} = \sqrt{0,25b_{п1 \min}^2 \operatorname{ctg}^2 \frac{\alpha_{п1}}{2} + S_{п1} \operatorname{ctg} \frac{\alpha_{п1}}{2}} - 0,5b_{п1 \min} \operatorname{ctg} \frac{\alpha_{п1}}{2}, \quad (3.6)$$

$$b_{п1 \max} = \frac{2S_{п1}}{h_{п1}} - b_{п1 \min}. \quad (3.7)$$

Если размеры паза определяются до расчета диаметра расточки статора генератора, то можно исходить из относительной высоты паза

$$h_{о1} = \frac{h_{п1}}{b_{п1 \text{ ср}}} = \frac{2h_{п1}}{b_{п1 \min} + b_{п1 \max}}. \quad (3.8)$$

Для пазов статора считается, что $h_{01} = 1,5 \div 2,5$.

Так как

$$\frac{b_{п1\min} + b_{п1\max}}{2} = \frac{h_{п1}}{h_{01}},$$

то из первого уравнения приведенной выше системы уравнений следует, что

$$h_{п1} = V \overline{h_{01} s_{п1}}. \quad (3.9)$$

Выражая $b_{п1\min}$ и $b_{п1\max}$ через среднюю ширину паза, равную $h_{п1}/h_{01}$, получим формулы для расчета этих двух размеров:

$$b_{п1\min} = V \overline{s_{п1}} \left(\frac{1}{V \overline{h_{01}}} - V \overline{h_{01}} \operatorname{tg} \frac{\alpha_{п1}}{2} \right); \quad (3.10)$$

$$b_{п1\max} = V \overline{s_{п1}} \left(\frac{1}{V \overline{h_{01}}} + V \overline{h_{01}} \operatorname{tg} \frac{\alpha_{п1}}{2} \right). \quad (3.11)$$

В обоих рассмотренных выше случаях ширина щели трапецидального паза определяется с помощью выражения

$$b_{щ1} = d_{из} + 2\Delta_{п.н} + \Delta_{щ}, \quad (3.12)$$

где $d_{из}$ — диаметр изолированного провода.

При расчете генераторов малой мощности необходимо проверить длину закраины зубца

$$b_{зк1} = \frac{b_{п1\min} \cdot b_{щ1}}{2}, \quad (3.13)$$

которая не должна быть меньше $0,4 \cdot 10^{-3}$. В противном случае необходимо уменьшить относительную высоту паза, что приведет к увеличению $b_{п1\min}$ и $b_{зк1}$.

В формулы для определения размеров паза статора входит ряд величин, значениями которых необходимо задаваться, исходя из опыта производства авиационных электрических машин:

$$\Delta_{п.н} = (0,25 - 0,28) 10^{-3} \text{ м}, \quad \Delta_{к} = (0,5 \div 1,0) 10^{-3} \text{ м},$$

$$\Delta_{б} \div \Delta_{из} = (0,3 \div 0,4) 10^{-3} \text{ м}, \quad \Delta_{л} = (0,5 \div 0,8) 10^{-3} \text{ м}.$$

3.2. Размеры зубца статора

Зубцы статора имеют постоянную ширину при трапецидальных пазах и изменяющуюся ширину при прямоугольных пазах.

В последнем случае минимальная и максимальная ширина зубца статора соответственно выражаются через размеры генератора следующим образом:

$$b_{з1\min} = \frac{\pi [D + 2(h_{y1} + \Delta_k)]}{z_1} - b_{п1}; \quad (3.14)$$

$$b_{з1\max} = b_{з1\min} + 2h_{п1} \operatorname{tg} \frac{\alpha_{п1}}{2} = b_{з1\min} + 2(h_{з1} - h_{y1} - \Delta_k) \operatorname{tg} \frac{\alpha_{п1}}{2}, \quad (3.15)$$

где $h_{з1}$ — высота зубца статора;

h_{y1} — высота усика статора, $h_{y1} = (0,3 \div 0,6) 10^{-3}$ м.

Используя формулы (3. 14), (3. 15), получим выражение для средней ширины зубца статора

$$b_{з1cp} = b_{з1мин} + (h_{з1} - h_{y1} - \Delta_k) \operatorname{tg} \frac{\alpha_{п1}}{2} = b_{з1мин} + (h_{з1} - h_{y1} - \Delta_k) \operatorname{tg} \frac{\pi}{z_1}. \quad (3. 16)$$

Приблизленно площадь зубца статора

$$s_{з1} = b_{з1cp} h_{з1} = \left[b_{з1мин} + (h_{з1} - h_{y1} - \Delta_k) \operatorname{tg} \frac{\pi}{z_1} \right] h_{з1}. \quad (3. 17)$$

При трапецеидальном пазе ширина зубца $b_{з1}$ постоянна:

$$b_{з1} = \frac{\pi [D - 2(h_{y1} + \Delta_k)]}{z_1} \cdot b_{г1макс}, \quad (3. 18)$$

а площадь его

$$s_{з1} = b_{з1} h_{з1}. \quad (3. 19)$$

3. 3. Размеры паза ротора

Обмотку ротора асинхронного генератора целесообразно выполнять, как правило, из медных стержней. Применение медных стержней, а не стержней, получаемых путем заливки алюминия в пазы ротора, позволяет при одном и том же сечении стержня получить меньшее скольжение, увеличить механическую прочность обмотки ротора и повысить надежность генератора.

При использовании медных стержней пазы ротора выполняются круглой или прямоугольной формы в соответствии с формой сечения стержня (см. рис. 3. 1).

Методика определения размеров паза ротора зависит от того, какие величины приняты в качестве исходных при расчете.

Рассмотрим методику определения размеров паза ротора, исходя из плотности тока в обмотке ротора, номинального скольжения и относительной высоты паза.

Если задаться плотностью тока в обмотке ротора, то можно определить площадь сечения стержня $s_{ст} = \frac{I_{ст}}{j_{ст}}$ при известном токе стержня.

Число исходных при проектировании генератора величин можно уменьшить, исключив из рассмотрения плотность тока в обмотке ротора, если при определении площади сечения стержня исходить из номинального скольжения.

Чтобы представить площадь сечения стержня в виде функции скольжения, используем выражение для приведенного активного сопротивления ротора (5. 29). Учитывая формулы (5. 26), (5. 27)

и выразив средний диаметр кольца ротора через диаметр статора генератора

$$D_k = D - 2\delta - 2h_{y2} - h_k, \quad (3.20)$$

где δ — длина воздушного зазора;

h_{y2} — высота усика ротора;

h_k — высота кольца,

приведем формулу (5.29) к виду

$$r'_2 = \frac{Q_3 W^2}{m_1 z_2 s_{cr}} \left[l + \frac{2\pi D s_{cr}}{\left(2 \sin \frac{\pi p}{z_2}\right)^2 z_2 s_k} - \frac{2\pi (2\delta + 2h_{y2} + h_k) s_{cr}}{\left(2 \sin \frac{\pi p}{z_2}\right)^2 z_2 s_k} \right].$$

Если учесть соотношение (2.19) и обозначить j_{k0} отношение плотности тока в кольце к плотности тока в стержне

$$j_{k0} = \frac{j_k}{j_{cr}},$$

то получим

$$\frac{s_k}{s_{cr}} \frac{I_k}{j_k} \frac{j_{cr}}{I_{cr}} = \frac{1}{j_{k0} 2 \sin \frac{\pi p}{z_2}} \quad (3.21)$$

и, следовательно,

$$r'_2 = \frac{Q_3 W^2}{m_1 z_2 s_{cr}} \left[l + \frac{\pi j_{k0} D}{z_2 \sin \frac{\pi p}{z_2}} - \frac{\pi j_{k0} (2\delta + 2h_{y2} + h_k)}{z_2 \sin \frac{\pi p}{z_2}} \right].$$

Обозначив

$$h'_k = h_k + 2(\delta + h_{y2}) \quad (3.22)$$

и используя приближенное равенство

$$\sin \frac{\pi p}{z_2} \approx \frac{\pi p}{z_2},$$

получим
$$r'_2 = \frac{Q_3 W^2}{m_1 z_2 p s_{cr}} (pl + j_{k0} D - j_{k0} h'_k). \quad (3.23)$$

Выразив потери в обмотке ротора через приведенное активное сопротивление фазы ротора и электромагнитную мощность

$$\Delta P_{м2} = m_1 I_2'^2 r'_2 = I_2'^2 \frac{Q_3 W^2}{z_2 p s_{cr}} (pl + j_{k0} D - j_{k0} h'_k) \cdot |s| P_{эм}$$

и введя обозначение

$$\kappa = \frac{Q_3 W^2 I_2'^2}{p P_{эм}}, \quad (3.24)$$

представим площадь сечения стержня в виде функции скольжения

$$S_{ст} = \frac{\pi}{z_2 |s|} (pl + j_{к0} D - j_{к0} h'_k). \quad (3.25)$$

Вычитаемое $j_{к0} h'_k$ составляет обычно небольшую часть $pl + j_{к0} D$. Поэтому можно считать, что $j_{к0} h'_k = 0$ при определении площади сечения стержня, или учесть величину $j_{к0} h'_k$ приближенно. Если принять, что $j_{к0} h'_k = 0$, то действительное значение скольжения будет несколько меньше заданного при определенной площади сечения стержня.

В формулу (3.24) входит электромагнитная мощность генератора, которая выражается через активную мощность нагрузки и относительные значения потерь в цепи статора

$$P_{эм} = P_n \left(1 + \frac{\Delta P_{м1}}{P_n} + \frac{\Delta P_{с1}}{P_n} + \frac{\Delta P_{вр}}{P_n} \right). \quad (3.26)$$

При расчете $P_{эм}$ генераторов мощностью, равной единицам-десятикам кВт·А можно исходить из следующих относительных значений потерь в обмотке и стали статора: $\Delta P_{м1}/P_{эм} = 0,09 \div 0,05$, $\Delta P_{с1}/P_{эм} = 0,03 \div 0,01$. Относительное значение потерь в регулирующих и возбуждающих устройствах равняется сотым долям единицы.

Зная площадь сечения стержня, можно определить размеры стержня и паза ротора.

Если сечение стержня имеет круглую форму, то диаметры стержня и паза соответственно рассчитываются по формулам

$$d_{ст} = \sqrt{\frac{4}{\pi} S_{ст}} = 1,13 \sqrt{S_{ст}}; \quad (3.27)$$

$$d_{п2} = d_{ст} + \Delta, \quad (3.28)$$

где $\Delta = (0,1 \div 0,2) 10^{-3}$ м, а минимальная ширина зубца ротора

$$b_{з2\min} = \frac{\pi (D - 2\delta - 2h_{y2} - d_{п2})}{z_2} - d_{п2}. \quad (3.29)$$

С увеличением числа стержней ротора при постоянном диаметре D уменьшаются площадь и диаметр стержня, а также максимальное значение магнитной индукции в зубце ротора и масса ротора.

Но максимальное значение z_2 лимитируется минимальной допустимой шириной зубца ротора $b_{з2\min}$, которая по технологическим требованиям не должна быть меньше $(1,0 - 1,3) 10^{-3}$ м. В современных авиационных генераторах $b_{з2\min} \geq 2 \cdot 10^{-3}$ м.

Выражения для высоты и ширины стержня прямоугольного сечения можно получить из формулы

$$s_{\text{ст}} = h_{\text{ст}} b_{\text{ст}} k_{\text{ср}}, \quad (3.30)$$

если учесть, что длина окружности, проходящей по основаниям зубцов ротора, равна

$$\pi(D - 2\delta - 2h_{y2} - 2\Delta) = z_2(b_{\text{в2мин}} + b_{\text{ст}} + \Delta). \quad (3.31)$$

Коэффициент $k_{\text{ср}}$ характеризует уменьшение площади сечения стержня за счет скругления его углов. Величина его может быть определена точно после выбора стержня. Если же размеры стержня не известны, то можно принимать, что $k_{\text{ср}} = 0,94 \div 0,98$.

Равенство (3.31) можно привести к виду

$$b_{\text{ст}} + \frac{2\pi}{z_2} h_{\text{ст}} = \frac{\pi(D - 2\delta - 2h_{y2} - 2\Delta)}{z_2} - b_{\text{в2мин}} - \Delta.$$

Исключая из него $b_{\text{ст}}$, получаем квадратное относительно $h_{\text{ст}}$ уравнение

$$h_{\text{ст}}^2 - \beta h_{\text{ст}} + \alpha = 0,$$

где

$$\beta = 0,5D - \delta - h_{y2} - \Delta - \frac{z_2(b_{\text{в2мин}} + \Delta)}{2\pi}; \quad (3.32)$$

$$\alpha = \frac{z_2 s_{\text{ст}}}{2\pi k_{\text{ср}}}. \quad (3.33)$$

Решив это уравнение, получим выражения для высоты стержня

$$h_{\text{ст}} = 0,5\beta + \sqrt{0,25\beta^2 - \alpha} \quad (3.34)$$

и для ширины стержня

$$b_{\text{ст}} = \frac{s_{\text{ст}}}{h_{\text{ст}} k_{\text{ср}}}. \quad (3.35)$$

Соответственно высота и ширина паза ротора

$$b_{\text{п2}} = b_{\text{ст}} + \Delta; \quad (3.36)$$

$$h_{\text{п2}} = h_{\text{ст}} + \Delta. \quad (3.37)$$

Если при расчете пазов ротора исходной величиной является относительная высота паза, то, чтобы получить выражение для ширины прямоугольного паза ротора, необходимо в формулу (3.31) ввести вместо $h_{\text{ст}}$ относительную высоту паза ротора

$$h_{\text{п2о}} = \frac{h_{\text{п2}}}{b_{\text{п2}}}. \quad (3.38)$$

При этом

$$\pi [D - 2(\delta + h_{y2}) - 2b_{п2}h_{п20}] - z_2(b_{з2мин} + b_{п2})$$

и, следовательно,

$$b_{п2} = \frac{\pi [D - 2(\delta + h_{y2})] - z_2 b_{з2мин}}{z_2 + 2\pi h_{п20}}; \quad (3.39)$$

$$h_{п2} = h_{п20} b_{п2}; \quad (3.40)$$

$$b_{ст} = b_{п2} - \Delta; \quad (3.41)$$

$$h_{ст} = h_{п2} - \Delta. \quad (3.42)$$

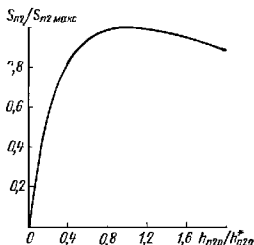


Рис. 3.2. График зависимости относительного значения площади паза ротора от относительного значения высоты паза

Площадь прямоугольного паза ротора

$$S_{п2} = b_{п2}h_{п2} = b_{п2}^2 h_{п20} = \left\{ \pi [D - 2(\delta + h_{y2})] - z_2 b_{з2мин} \right\}^2 \frac{h_{п20}}{(z_2 + 2\pi h_{п20})^2}$$

является функцией относительной высоты паза ротора. Она возрастает при увеличении относительной высоты паза ротора и достигает максимального значения

$$S_{п2 макс} = \left\{ \pi [D - 2(\delta + h_{y2})] - z_2 b_{з2мин} \right\}^2 \frac{1}{8\pi z_2}$$

при относительной высоте паза ротора

$$h_{п20}^* = \frac{z_2}{2\pi}. \quad (3.43)$$

Дальнейшее увеличение $h_{п20}$ приводит к уменьшению площади паза ротора.

Относительное значение площади паза ротора можно представить как функцию $h_{п20}/h_{п20}^*$:

$$\frac{S_{п2}}{S_{п2 макс}} = \frac{4 \frac{h_{п20}}{h_{п20}^*}}{\left(1 + \frac{h_{п20}}{h_{п20}^*} \right)^2}. \quad (3.44)$$

График этой функции показан на рис. 3.2. При $h_{п20} > (0,5 \div 0,6) h_{з20}^*$ площадь паза ротора изменяется незначительно. В то же время увеличение высоты и уменьшение ширины паза приводит к увеличению индуктивного сопротивления рассеяния обмотки ротора. Относительная высота паза ротора выбирается в пределах от 2,5 до 5.

3.4. Размеры зубца ротора

При прямоугольных пазах зубец ротора имеет трапецидальную форму и ширина его является величиной переменной.

Из равенства (3.31) и соотношений (3.36), (3.37) следует, что минимальная ширина зубца ротора

$$b_{з2\min} = \frac{\pi [D - 2(h_{з2} + \delta)]}{z_2} - h_{п2}, \quad (3.45)$$

где $h_{з2}$ — высота зубца ротора,

$$h_{з2} = h_{п2} + h_{з2}. \quad (3.46)$$

Соответственно максимальная и средняя ширина зубца ротора выражаются через его минимальную ширину следующим образом:

$$b_{з2\max} = b_{з2\min} + 2h_{з2} \operatorname{tg} \frac{\alpha_{п2}}{2} = b_{з2\min} + 2h_{з2} \operatorname{tg} \frac{\pi}{z_2}, \quad (3.47)$$

$$b_{з2\text{ср}} = 0,5(b_{з2\min} + b_{з2\max}) = b_{з2\min} + h_{з2} \operatorname{tg} \frac{\pi}{z_2}. \quad (3.48)$$

Используя последнее выражение, получим формулу для расчета площади трапецидального зубца ротора

$$S_{з2} = b_{з2\text{ср}} h_{з2} = \left(b_{з2\min} + h_{з2} \operatorname{tg} \frac{\pi}{z_2} \right) h_{з2}. \quad (3.49)$$

Это выражение площади зубца ротора можно представить в виде явной функции внутреннего диаметра статора. Используя формулу (3.45), получим

$$S_{з2} \approx \frac{\pi h_{з2}}{z_2} D \left(\frac{2\pi h_{з2}}{z_2} + h_{п2} \right) h_{з2} + h_{з2}^2 \operatorname{tg} \frac{\pi}{z_2}.$$

Учитывая относительную высоту стержня обмотки ротора

$$h_{ст.0} = \frac{h_{ст}}{b_{ст}} \quad (3.50)$$

и равенство (3.30), выразим высоту и ширину стержня через площадь сечения его и относительную высоту:

$$b_{cr} = \sqrt{\frac{s_{cr}}{h_{cr,0} k_{cr}}}; \quad (3.51)$$

$$h_{cr} = \sqrt{\frac{s_{cr} h_{cr,0}}{k_{cr}}}. \quad (3.52)$$

Это позволяет представить площадь зубца ротора в виде функции числа зубцов его, площади и относительной высоты стержня

$$s_{z2} = a_{1n}^* D - a_{2n}^*, \quad (3.53)$$

где

$$a_{1n}^* = \frac{\pi h_{z2}}{z_2}; \quad (3.54)$$

$$a_{2n}^* = \left(\frac{2\pi h_{z2}}{z_2} + b_{n2} \right) h_{z2} - h_{z2}^2 \operatorname{tg} \frac{\pi}{z_2} = \\ = \left(\frac{2\pi h_{z2}}{z_2} + \Delta + \sqrt{\frac{s_{cr}}{h_{cr,0} k_{cr}}} \right) h_{z2} - h_{z2}^2 \operatorname{tg} \frac{\pi}{z_2}; \quad (3.55)$$

$$h_{z2} = \sqrt{\frac{s_{cr} h_{cr,0}}{k_{cr}}} + \Delta + h_{y2}. \quad (3.56)$$

При круглых пазах ротора минимальная ширина зубца определяется по формуле (3.29). Для расчета магнитной цепи в случае круглых пазов необходимо знать ширину зубца на расстоянии, равном 0,333 от его высоты, если измерять это расстояние от наиболее узкой части зубца. Эта ширина приближенно определяется по формуле

$$b_{z2(0,333)} = \frac{\pi}{z_2} \left(D - \frac{5d_{n2} + 8h_{y2}}{3} - 2\delta \right) - \\ - 2 \sqrt{\left(\frac{d_{n2}}{6} - \frac{h_{y2}}{3} \right) \left(\frac{5d_{n2}}{6} + \frac{h_{y2}}{3} \right)}. \quad (3.57)$$

Для определения площади зубца при круглых пазах ротора рассмотрим круговое кольцо с наружным диаметром $D - 2\delta$ и высотой $d_{cr2} + h_{y2} + \Delta$.

Площадь участка кольца, приходящегося на один зубец ротора, равна

$$(d_{cr} + \Delta + h_{y2}) 0,5 \left[\frac{\pi(D - 2\delta)}{z_2} + \frac{\pi(D - 2\delta)}{z_2} - \right. \\ \left. - 2(d_{cr} + \Delta + h_{y2}) \operatorname{tg} \frac{\pi}{z_2} \right].$$

Вычитая из нее площадь паза ротора

$$\frac{\pi d_{n2}^2}{4} = \frac{\pi (d_{cr} + \Delta)^2}{4},$$

получим приближенное выражение для площади зуба ротора

$$s_{\text{зз}} = a_{1\text{к}}^* D - a_{2\text{к}}^*, \quad (3.58)$$

где

$$a_{1\text{к}}^* = \frac{\pi(d_{\text{ст}} + \Delta + h_{y2})}{z_2} = \frac{\pi(1,13\sqrt{s_{\text{ст}}} + \Delta + h_{y2})}{z_2}; \quad (3.59)$$

$$\begin{aligned} a_{2\text{к}}^* &= \left[\frac{2\pi\delta}{z_2} + (d_{\text{ст}} + \Delta + h_{y2}) \operatorname{tg} \frac{\pi}{z_2} \right] (d_{\text{ст}} + \Delta + h_{y2}) + \frac{\pi(d_{\text{ст}} + \Delta)^2}{4} \approx \\ &\approx \left[\frac{2\pi\delta}{z_2} + (1,13\sqrt{s_{\text{ст}}} + \Delta + h_{y2}) \operatorname{tg} \frac{\pi}{z_2} \right] (1,13\sqrt{s_{\text{ст}}} + \Delta + h_{y2}) + \\ &\quad + s_{\text{ст}} + 1,77\Delta\sqrt{s_{\text{ст}}}. \end{aligned} \quad (3.60)$$

Коэффициенты $a_{1\text{к}}^*$, $a_{2\text{к}}^*$ являются функциями площади сечения стержня и числа зубцов ротора.

3. 5. Размеры спинок статора и ротора

При расчете генератора определяются высота и средний диаметр спинок пакетов стали статора и ротора.

Так как по спинке проходит только половина основного магнитного потока $\Phi = \alpha\tau/B_\delta$, то высота спинок выражается через магнитные индукции в спинках $B_{\text{ст1}}$, $B_{\text{ст2}}$ и в воздушном зазоре B_δ следующим образом:

$$b_{\text{ст1}} = \frac{0,5\Phi}{k_s B_{\text{ст1}}} = \frac{0,5\alpha\tau/B_\delta}{k_s B_{\text{ст1}}} = \frac{0,25\pi\alpha B_\delta}{k_s p B_{\text{ст1}}} D; \quad (3.61)$$

$$b_{\text{ст2}} = \frac{0,5\Phi}{k_s B_{\text{ст2}}} = \frac{0,25\pi\alpha B_\delta D}{k_s p B_{\text{ст2}}} = \frac{b_{\text{ст1}} B_{\text{ст1}}}{B_{\text{ст2}}}. \quad (3.62)$$

Для расчета средних диаметров спинок пользуются формулами

$$D_{\text{ст1}} = D + 2h_{\text{ст1}} + b_{\text{ст1}}; \quad (3.63)$$

$$D_{\text{ст2}} = D + 2(\delta + h_{\text{ст2}}) + b_{\text{ст2}}. \quad (3.64)$$

3. 6. Воздушный зазор асинхронного генератора

Длина воздушного зазора оказывает существенное влияние на параметры и характеристики машины.

При увеличении длины воздушного зазора возрастает намагничивающий ток и уменьшается коэффициент мощности асинхронного генератора. Это приводит к необходимости увеличения реактивной мощности конденсаторов, вследствие чего возрастают их масса, размеры и увеличиваются масса и размеры генераторной установки в целом. Увеличение намагничивающего тока вызывает также рост потерь и уменьшение к. п. д. генератора.

Поэтому в асинхронных генераторах в общем случае длина воздушного зазора должна иметь минимальное значение, лимитируемое прежде всего необходимостью создания механически надежной машины, изготовление которой не сопряжено с большими трудностями технологического порядка.

При определении длины воздушного зазора в этом случае можно пользоваться формулой

$$\delta = (0,2 - D) 10^{-3} \quad (3.65)$$

для генераторов, у которых число пар полюсов $p > 1$, и формулой

$$\delta = \left(0,3 + \frac{D}{0,666} \right) 10^{-3} \quad (3.66)$$

при числе пар полюсов $p = 1$.

Длина воздушного зазора в асинхронных генераторах может определяться также исходя из заданного значения коэффициента мощности генератора.

М. д. с. на пару полюсов генератора можно представить в виде суммы м. д. с. воздушного зазора F_δ и м. д. с. стальных участков магнитной цепи $F_{ст}$

$$F = F_\delta + F_{ст} = F_\delta \left(1 + \frac{F_{ст}}{F_\delta} \right) = F_\delta (1 + F_{ст.0}).$$

М. д. с. воздушного зазора прямо пропорциональна магнитной индукции в нем и расчетной длине воздушного зазора $\delta' : F_\delta = 1,6 \cdot 10^6 B_\delta \delta'$.

М. д. с. F является функцией параметров обмотки, намагничивающего тока I_m и числа пар полюсов:

$$F = \frac{0,9 m_1 w_1 k_{a61} I_m}{a_{up1} p} = \frac{0,45 W I_m}{p}.$$

Используя эти выражения для м. д. с., получим

$$\frac{0,45 I_m W}{p} = 1,6 \cdot 10^6 B_\delta \delta' (1 + F_{ст.0}).$$

Отсюда следует, что для определения расчетной длины воздушного зазора

$$\delta' = \frac{0,281 \cdot 10^{-6} W I_m}{p B_\delta (1 + F_{ст.0})} \quad (3.67)$$

необходимо задаться отношением м. д. с. $F_{ст}$ к м. д. с. F_δ . Величина намагничивающего тока определяется исходя из заданного значения коэффициента мощности генератора.

Расчетная длина воздушного зазора равняется произведению его действительной длины на коэффициенты воздушного зазора статора и ротора $\delta' = \delta k_{\delta 1} k_{\delta 2}$.

Эти коэффициенты являются функциями δ . Коэффициент воздушного зазора ротора изменяется в узких пределах $k_{\delta 2} = 1,03 \div 1,08$ и практически может рассматриваться как постоянная величина.

Выражение коэффициента воздушного зазора статора, как функции δ , может быть представлено в виде

$$k_{\delta 1} = \frac{\pi D}{\pi D - \frac{z_1 b_{\text{ш1}}^2}{5\delta + b_{\text{ш1}}}}.$$

При этом $\delta' = \frac{\pi D k_{\delta 2} \delta}{\pi D - \frac{z_1 b_{\text{ш1}}^2}{5\delta + b_{\text{ш1}}}}.$

После несложных преобразований можно получить уравнение второй степени относительно δ

$$\delta^2 + \left(0,2b_{\text{ш1}} - \frac{\delta'}{k_{\delta 2}}\right)\delta - \frac{(\pi D - z_1 b_{\text{ш1}}) b_{\text{ш1}} \delta'}{5\pi D k_{\delta 2}} = 0, \quad (3.68)$$

из решения которого следует

$$\delta = 0,5 \left(\frac{\delta'}{k_{\delta 2}} - 0,2b_{\text{ш1}} \right) + \sqrt{0,25 \left(\frac{\delta'}{k_{\delta 2}} - 0,2b_{\text{ш1}} \right)^2 + \frac{(\pi D - z_1 b_{\text{ш1}}) b_{\text{ш1}} \delta'}{5\pi D k_{\delta 2}}}. \quad (3.69)$$

3.7. Масса асинхронного генератора

Масса асинхронного генератора равняется сумме масс его активных материалов (стали статора и ротора, меди обмоток статора и ротора), конструктивных деталей (корпуса, подшипниковых щитов, вала и др.), возбуждающих и регулирующих устройств.

Масса стали статора определяется как сумма массы зубцов статора

$$m_{\text{з1}} = z_1 l s_{\text{з1}} k_{\text{з}} \rho_{\text{ст}}, \quad (3.70)$$

и массы спинки пакета стали статора

$$m_{\text{с1}} = \pi D_{\text{с1}} b_{\text{с1}} l k_{\text{с}} \rho_{\text{ст}}, \quad (3.71)$$

где $\rho_{\text{ст}}$ — плотность стали, равная $7,55 \cdot 10^3$ кг/м³ для сталей Э41, Э44 и $7,65 \cdot 10^3$ кг/м³ для стали Э31.

Масса меди обмотки статора генератора прямо пропорциональна числу витков фазы статора, площади сечения провода $s_{\text{м}}$, средней длине витка $l_{\text{м}}$ и плотности меди $\rho_{\text{м}} = 8,9$ кг/м³:

$$m_{\text{м1}} = 3w_1 l_{\text{м}} s_{\text{м}} \rho_{\text{м}}. \quad (3.72)$$

Соответственно массы стали зубцов и спинки ротора определяются по формулам, аналогичным выражениям (3.70) и (3.71):

$$m_{z2} = z_2 l s_{z2} k_{z2} \rho_{ст}; \quad (3.73)$$

$$m_{с2} = \pi D_{с2} b_{с2} l k_{с2} \rho_{ст}. \quad (3.74)$$

Масса обмотки ротора равна сумме масс стержней и колец:

$$m_{м2} = (z_2 s_{с2} l + 2\pi D_{к2} s_{к2}) \rho_{м}. \quad (3.75)$$

Масса конструктивных деталей асинхронного генератора может быть определена приближенно по чертежу.

Определение массы возбуждающих и регулирующих устройств производится после выбора и расчета элементов регулятора напряжения асинхронного генератора.

Глава 4

ГЛАВНЫЕ РАЗМЕРЫ АСИНХРОННОГО ГЕНЕРАТОРА

4.1. Определение главных размеров асинхронного генератора исходя из электромагнитных нагрузок

Главными размерами асинхронного генератора являются внутренний диаметр статора D и длина статора l . Определение их является одним из основных этапов проектирования генератора.

Методика расчета главных размеров генератора получается различной в зависимости от того, какие величины используются в качестве исходных при определении D и l .

Чтобы получить уравнение для определения главных размеров, установим зависимость их от расчетной мощности генератора S_i ,

$$S_i = m_1 E_1 I_1. \quad (4.1)$$

Э. д. с., наводимая в фазе статора генератора, является функцией частоты и основного магнитного потока.

Соответственно частота э. д. с. и основной магнитный поток генератора

$$f_1 = \frac{p \omega_c}{2\pi}; \quad (4.2)$$

$$\Phi = \alpha l B_\delta = \alpha \frac{\pi D}{2p} l B_\delta, \quad (4.3)$$

где ω_c — угловая скорость перемещения магнитного поля относительно статора.

Используя эти два выражения, получим

$$E_1 = 4,44 \frac{\omega_1 k_{с61}}{a_{\text{нр1}}} f_1 \Phi = 1,11 a \frac{\omega_1 k_{с61}}{a_{\text{нр1}}} \omega_c B_\delta D l. \quad (4.4)$$

Следовательно,

$$S_i = 1,11 m_1 I_1 a \frac{\omega_1 k_{с61}}{a_{\text{нр1}}} \omega_c B_\delta D l.$$

Учитывая, что электромагнитная нагрузка

$$A_s = \frac{2 m_1 \omega_1 I_1}{a_{\text{нр1}} \pi D}$$

и

$$\frac{m_1 \omega_1 I_1}{a_{\text{нр1}}} = \frac{\pi D A_s}{2},$$

приведем выражение расчетной мощности генератора к виду

$$S_i = \frac{1,11 \pi}{2} a k_{с61} \omega_c B_\delta A_s D^2 l.$$

Из этой формулы следует, что

$$D^2 l = \frac{0,573 S_i}{a k_{с61} \omega_c B_\delta A_s}. \quad (4.5)$$

Входящая в это уравнение расчетная мощность асинхронного генератора может быть выражена через его номинальную мощность $S_{\text{ном}} = m_1 U_1 I_1$

$$S_i = m_1 E_1 I_1 = c S_{\text{ном}} \quad (4.6)$$

или активную мощность нагрузки

$$S_i = m_1 c U_1 \frac{I_{1a}}{\cos \varphi_1} = \frac{c c_a P_n}{\cos \varphi_1}. \quad (4.7)$$

Эти выражения справедливы для всех основных видов асинхронного генератора.

В соответствии с выражениями (4.6), (4.7) уравнение (4.5) принимает вид

$$D^2 l = \frac{0,573 c S_{\text{ном}}}{a k_{с61} \omega_c B_\delta A_s} \quad (4.8)$$

или

$$D^2 l = \frac{0,573 c c_a P_n}{a k_{с61} \omega_c B_\delta A_s \cos \varphi_1}. \quad (4.9)$$

Уравнения (4.8) можно использовать для определения главных размеров асинхронного генератора. В них входят известные при расчете генератора величины ($S_{\text{ном}}$, P_n , ω_c) и величины, зна-

чениями которых необходимо задаваться. Некоторые из последних величин (c , c_a , α , $k_{об1}$) изменяются в сравнительно узких пределах.

Остальные величины (B_δ , A_s , $\cos \varphi_1$) могут изменяться в сравнительно широких пределах, и выбор их значений связан с необходимостью выполнения предварительных расчетов и накопления опыта проектирования асинхронных генераторов.

Расчеты авиационных асинхронных генераторов с параллельными конденсаторами мощностью, равной единицам-десяткам кВ·А, при частоте напряжения 400 Гц, выполненные на ЭЦВМ В. А. Винокуровым и И. А. Поповым [24, 28], позволили установить рациональные пределы, в которых должны паходиться значения B_δ , A_s , $\cos \varphi_1$ этих асинхронных генераторов: $B_\delta = (0,5 : 0,6)T$, $A_s = (30000 \div 40000) \text{ А/м}$, $\cos \varphi_1 = (0,7 \div 0,9)$.

Следует отметить, что уравнения (4. 8) позволяют определить лишь один из главных размеров генератора. Поэтому при проектировании генератора обычно задаются относительным значением длины статора

$$\lambda = \frac{l}{D} \quad (4. 10)$$

Как показали исследования [24, 28], асинхронные генераторы должны иметь значения λ меньше, чем асинхронные двигатели для обеспечения малых номинальных скольжений. При расчете принято, что $\lambda = 0,5$.

Введя λ в уравнения (4. 8), получим следующие формулы для определения внутреннего диаметра статора асинхронного генератора:

$$D = \sqrt[3]{\frac{0,573cS_{ном}}{\alpha k_{об1} \omega_c B_\delta A_s \lambda}} \quad (4. 11a)$$

и

$$D = \sqrt[3]{\frac{0,573c c_a P_K}{\alpha k_{об1} \omega_c B_\delta A_s \lambda \cos \varphi_1}} \quad (4. 116)$$

Длина статора асинхронного генератора выражается через внутренний диаметр статора и ее относительное значение по формуле (4. 10).

4. 2. Определение главных размеров асинхронного генератора исходя из максимальной магнитной индукции в зубце статора

Рассмотрим выражение длины окружности, проходящей через минимальное сечение зубца или паза статора,

$$\pi [D - 2(h_{y1} + \Delta_k)] \approx z_1 (b_{ч1 мин} + b_{д1 мин}), \quad (4. 12)$$

из которого следует, что

$$D = D_0 + \frac{z_1 b_{ч1 мин}}{\pi} \quad (4. 13)$$

Здесь D_0 — предельное значение внутреннего диаметра статора, соответствующее условию $b_{31 \text{ мин}} = 0$, причем

$$D_0 = \frac{z_1 b_{01 \text{ мин}}}{\pi} - 2(h_{y1} + \Delta_k). \quad (4.14)$$

При прямоугольных пазах статора ширина паза остается постоянной в любом его сечении и $b_{п1 \text{ мин}} = b_{п1}$. Если же пазы имеют трапециевидальную форму, то постоянной является ширина зубца и $b_{31 \text{ мин}} = b_{31}$.

Так как

$$D - D_0 = \frac{z_1 b_{31 \text{ мин}}}{\pi}, \quad (4.15)$$

а соотношение между магнитными индукциями в воздушном зазоре и в минимальном сечении зубца статора может быть представлено в виде

$$B_\delta = \frac{z_1 b_{31 \text{ мин}} k_s}{\pi D} B_{31 \text{ макс}}, \quad (4.16)$$

то

$$D - D_0 = \frac{B_\delta D}{k_s B_{31 \text{ макс}}}. \quad (4.16a)$$

Используя формулы (4.2), (4.4) и учитывая, что $E_1 = c U_1$, можно записать выражение для магнитной индукции в воздушном зазоре:

$$B_\delta = \frac{c p a_{\text{пр1}} U_1}{6,98 a k_{\text{об1}} \omega_1 f_1 l D}.$$

Подставив B_δ в равенство (4.16a), получим уравнение

$$(D - D_0) l = A, \quad (4.17)$$

где

$$A = \frac{c p a_{\text{пр1}} U_1}{6,98 a k_{\text{об1}} \omega_1 f_1 B_{31 \text{ макс}}}. \quad (4.18)$$

Из уравнения (4.17) следует, что главные размеры асинхронного генератора зависят от максимального значения магнитной индукции в зубце статора, от числа витков фазы статора, а также от плотности тока в обмотке статора. Плотность тока в обмотке статора оказывает влияние на величину предельного диаметра статора.

Остальные величины, входящие в уравнение (4.17), являются исходными при проектировании генератора или изменяются в сравнительно узких пределах. Определение последних не представляет трудности. Значения их при необходимости могут быть уточнены в процессе расчета. Значения z_1 , $a_{\text{пр1}}$, $k_{\text{об1}}$ определяются в результате расчета обмотки статора.

Подставив в уравнение (4.17) значение l из формулы (4.10), получим

$$D^3 - D_0 D - \frac{A}{\lambda} = 0.$$

Решая это уравнение относительно диаметра статора D , найдем

$$D = D_0 \left(0,5 + \sqrt{0,25 + \frac{A}{D_0^2 \lambda}} \right). \quad (4.19)$$

На рис. 4.1 показан график зависимости D/D_0 от $A/(D_0^2 \lambda)$, который может быть использован для расчета диаметра статора генератора после того, как определены D_0 и A .

Уравнение (4.17) и выражение (4.19) позволяют определить лишь один из главных размеров. Длина генератора

$$l = \frac{A}{D - D_0}. \quad (4.20)$$

Следует учитывать, что D и l должны находиться в некоторой ограниченной области значений этих величин.

Минимальное значение диаметра $D_{\min}$ лимитируется минимальной допустимой шириной зубца статора

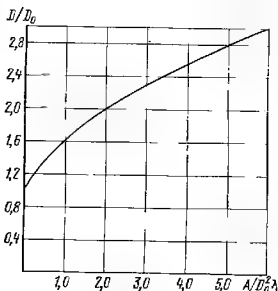


Рис. 4.1. График для определения относительного значения внутреннего диаметра статора

$$D_{\min} = D_0 + \frac{z_1 b_{z1\min} l}{\pi} \quad (4.21)$$

и величиной номинального скольжения. Номинальное скольжение увеличивается при уменьшении площади сечения стержня обмотки ротора. С уменьшением диаметра уменьшается площадь стержней обмотки ротора, что может привести к недопустимо большой величине скольжения при малых значениях диаметра.

Максимальное значение диаметра $D_{\max}$ лимитируется допустимым значением максимальной магнитной индукции в зубце ротора. Полагая, что основной магнитный поток, проходящий на одно зубцовое деление статора и ротора, полностью проходит через минимальное поперечное сечение соответствующего зубца

$$\Phi_{t_{s1}} = B_{\delta} l t_{s1} = B_{z1\max} b_{z1\min} l k_s,$$

$$\Phi_{t_{s2}} = B_{\delta} l t_{s2} = B_{z2\max} b_{z2\min} l k_s,$$

и учитывая соотношение между зубцовыми делениями статора и ротора

$$\frac{t_{z1}}{t_{z2}} = \frac{\pi D}{z_1} \frac{z_2}{\pi(D-2\delta)} \approx \frac{z_2}{z_1},$$

получим

$$b_{s1\text{мин}} = b_{s2\text{мин}} \frac{z_2}{z_1} \frac{B_{s2\text{макс}}}{B_{s1\text{макс}}}. \quad (4.22)$$

Из этого выражения следует, что минимальная ширина зуба статора прямо пропорциональна максимальной индукции в зубце ротора.

При заданных значениях остальных величин, входящих в выражение (4.22), максимальное допустимое значение этой магнитной индукции $B_{s2\text{макс}}$ и однозначно определяет максимальную величину $b_{s1\text{мин}}$

$$(b_{s1\text{мин}})_{\text{макс}} = b_{s2\text{мин}} \frac{z_2}{z_1} \frac{B_{s2\text{макс.т}}}{B_{s1\text{макс}}}$$

и максимальное значение диаметра статора

$$D_{\text{макс}} = D_0 + \frac{z_1 (b_{s1\text{мин}})_{\text{макс}}}{\pi}. \quad (4.23)$$

При расчете генератора может быть принят любой диаметр из диапазона значений $D_{\text{мин}} \leq D \leq D_{\text{макс}}$. При этом следует при необходимости учитывать влияние диаметра статора на массу генератора, скольжение, к. п. д., условия его охлаждения и характеристики в стартерном режиме.

При сильно насыщенной магнитной цепи асинхронного генератора, когда максимальные магнитные индукции в зубцах превышают 1,8 Т, в выражения (4.16), (4.18), (4.22) необходимо вместо действительных значений магнитных индукций в зубцах ввести их расчетные значения.

4.3. Определение главных размеров асинхронного генератора исходя из заданного значения скольжения

Скольжение относится к числу важных величин, характеризующих асинхронный генератор.

От величины его зависят пределы изменения частоты напряжения генератора при изменении нагрузки, потери в обмотке ротора, к. п. д. и перегрузочная способность генератора. Если генераторы работают параллельно, то при заданном рассогласовании угловых скоростей приводных двигателей существует однозначная зависимость степени неравномерности распределения активных мощностей между отдельными генераторами от их номинального скольжения.

При автономной работе увеличение нагрузки асинхронного генератора приводит к увеличению абсолютной величины скольжения и, следовательно, — к уменьшению частоты напряжения генератора

$$f_1 = \frac{p\omega}{2\pi(1-s)}, \quad (4.24)$$

где ω — угловая скорость приводного двигателя.

Относительное изменение частоты при переходе от номинальной нагрузки к режиму холостого хода

$$\delta f_1 = \frac{f_{1x.x} - f_{1ном}}{f_{1ном}} = \frac{\omega_{x.x}(1-s_{ном})}{\omega_{ном}(1-s_{x.x})} - 1 \quad (4.25)$$

получается тем больше, чем шире диапазон изменения частоты вращения приводного двигателя и чем больше абсолютная величина номинального скольжения.

Задавшись допустимым относительным изменением частоты при известном диапазоне изменения частоты вращения приводного двигателя, можно определить величину номинального скольжения асинхронного генератора

$$s_{ном} = 1 - (1 - s_{x.x})(1 + \delta f_1) \frac{\omega_{ном}}{\omega_{x.x}}. \quad (4.26)$$

Из изложенного выше следует, что в ряде случаев номинальное скольжение должно иметь вполне определенное значение. Это может быть учтено уже при расчете главных размеров генератора, одним из которых является внутренний диаметр статора. С целью получения формулы для внутреннего диаметра используем систему двух уравнений. В качестве одного из них будем рассматривать уравнение (4.17). Чтобы получить второе уравнение, используем выражение (3.31) для длины окружности, проходящей по основаниям зубцов ротора при прямоугольных пазах ротора.

Исключая из него ширину стержня, которую можно выразить через высоту и площадь сечения стержня, определяемую по формуле (3.30), получим

$$\pi D - 2\pi h_{ст} = \frac{z_2 s_{ст}}{h_{ст} k_{ст}} - 2\pi(\delta + h_{y2} + \Delta) + \Delta z_2 + b_{з2 мин} z_2. \quad (4.27)$$

Входящая в это равенство площадь сечения стержня является функцией скольжения и главных размеров генератора (3.25). Обозначим относительную высоту кольца следующим образом:

$$n_{к.о} = \frac{h_{к.о}}{h_{ст}}. \quad (4.28)$$

Учитывая формулы (4.28) и (3.22), приведем выражение (3.25) к виду

$$s_{ст} = \frac{z}{z_2 |s_{ном}|} [pl + j_{к.о} D - j_{к.о} h_{к.о} h_{ст} - 2j_{к.о}(\delta + h_{y2})], \quad (4.29)$$

Заменяя в равенстве (4. 27) площадь сечения стержня в соответствии с формулой (4. 29), получим уравнение

$$a_1 D - a_2 I + a_3 = 0, \quad (4. 30)$$

$$\text{где } a_1 = \pi - \frac{j_{к.о} a_2}{p}; \quad (4. 31)$$

$$a_2 = \frac{p z}{k_{ср} h_{ст} |s_{ном}|}; \quad (4. 32)$$

$$a_3 = \frac{2 j_{к.о} (\delta + h_{y2}) a_2}{p} + \frac{j_{к.о} h_{к.о} z}{k_{ср} |s_{ном}|} \cdot 2\pi (h_{ст} + \delta + h_{y2} + \Delta) \cdot z_2 (\Delta + b_{з2мин}). \quad (4. 33)$$

При расчете коэффициентов a_1 , a_2 , a_3 следует учитывать, что обычно принимают $j_{к.о} = 1$, $h_{к.о} = 1,5$.

Совместное решение системы уравнений (4. 17) и (4. 30) приводит к квадратному уравнению относительно внутреннего диаметра статора

$$D^2 - p^* D - q^* = 0, \quad (4. 34)$$

$$\text{где } p^* = D_0 \frac{a_2}{a_1}; \quad (4. 35)$$

$$q^* = \frac{a_2 A + a_3 D_0}{a_1}. \quad (4. 36)$$

Решение уравнения (4. 34) позволяет определить внутренний диаметр статора генератора

$$D = 0,5 p^* + \sqrt{0,25 p^{*2} + q^*}, \quad (4. 37)$$

а, следовательно, и его длину по формуле (4. 20).

При расчете главных размеров асинхронного генератора по формулам (4. 37), (4. 20) необходимо задаться предварительно высотой стержня (см. табл. П1). Высота стержня должна быть тем больше, чем больше мощность генератора и чем меньше скольжение.

При расчетах главных размеров генератора удобнее исходить не из абсолютного, а из относительного значения высоты стержня (3. 50).

Чтобы получить выражение внутреннего диаметра статора генератора, в которое входит относительная высота стержня ротора, представим равенство (3. 31) в виде

$$D - a_4^* - 2 h_{ст} + \frac{z_2}{\pi} b_{ст},$$

где

$$a_4^* = \frac{z_2 (b_{з2мин} + \Delta)}{\pi} + 2 (\delta + h_{y2} + \Delta). \quad (4. 38)$$

Возведя левую и правую части последнего равенства в квадрат и учитывая формулы (3.51), (3.52), получим

$$D^2 - 2a_4^* D - a_4^{*2} - \frac{s_{ст}}{k_{ст} h_{ст.0}} \left(2h_{ст.0} + \frac{z_2}{\pi} \right)^2 = 0.$$

Введя в это уравнение приближенное выражение площади сечения стержня при $s = s_{ном}$, которое получается из формулы (3.25) при допущении $j_{к.0} h_{к'} = 0$, преобразуем его к виду

$$D^2 - a_4 D - a_4' p i + a_4^{*2} = 0, \quad (4.39)$$

где

$$a_4' = \frac{\pi}{z_2 |s_{ном}| k_{ст} h_{ст.0}} \left(2h_{ст.0} + \frac{z_2}{\pi} \right)^2; \\ a_4 = 2a_4^* + j_{к.0} a_4'. \quad (4.40)$$

Решая совместно уравнения (4.17) и (4.39) и задаваясь номинальным скольжением и относительной высотой стержня ротора, получим уравнение для определения внутреннего диаметра статора

$$D^3 - (D_0 + a_4) D^2 + (a_4 D_0 + a_4^{*2}) D - (a_4' p A + a_4^{*2} D_0) = 0. \quad (4.41)$$

Если в генераторе используются стержни круглого сечения, то, чтобы представить внутренний диаметр статора как функцию скольжения, рассмотрим уравнение (4.17) и выражение для длины окружности, проходящей через центры пазов ротора

$$\pi [D - 2(\delta - h_{y2}) - d_{ст} - \Delta] \approx (d_{ст} + \Delta + b_{з2 мин}) z_2.$$

Приведя это приближенное равенство к виду

$$\pi D - N \approx (z_2 + \pi) d_{ст},$$

где

$$N = \pi (2\delta + 2h_{y2} + \Delta) + (b_{з2 мин} + \Delta) z_2, \quad (4.42)$$

возведя в квадрат обе части последнего равенства и учитывая формулу (3.27), получим

$$D^2 - 2 \frac{N}{\pi} D + \frac{N^2}{\pi^2} = \frac{4(z_2 + \pi)^2 s_{ст}}{\pi^3}.$$

Используя выражения (3.25) и (3.22), в которых для стержней круглого сечения необходимо произвести замену (вместо $h_{к}$ писать $h_{к.0} d_{ст}$), и полагая $s = s_{ном}$, приведем последнее уравнение к виду

$$D^2 - a_{1к} D - a_{2к} + a_{3к} = 0, \quad (4.43)$$

где

$$a_{1k} = \frac{2}{\pi} \left[N + \frac{2(z_2 + \pi)^2 \gamma j_{k,0}}{\pi^2 z_2 |s_{ном}|} \right] = \frac{2N}{\pi} + \frac{j_{k,0} a_{2k}}{p}; \quad (4.44)$$

$$a_{2k} = \frac{4(z_2 + \pi)^2 \gamma p}{\pi^3 z_2 |s_{ном}|}; \quad (4.45)$$

$$a_{3k} = \left(\frac{N}{\pi} \right)^2 + \frac{j_{k,0} a_{2k}}{p} [h_{k,0} d_{ст} + 2(\delta + h_{y2})]. \quad (4.46)$$

При расчете внутреннего диаметра статора входящего в a_{3k} произведение $h_{k,0} d_{ст}$ можно принять равным нулю или учесть приближенно.

Решая совместно уравнения (4.17) и (4.43), получим кубическое уравнение

$$D^3 - (D_0 + a_{1k}) D^2 + (a_{1k} D_0 + a_{3k}) D - a_{2k} D_0 - a_{2k} A = 0, \quad (4.47)$$

позволяющее определить внутренний диаметр статора асинхронного генератора по заданным значениям номинального скольжения и максимальной магнитной индукции зубца статора.

4.4. Зависимость массы и реактивной мощности асинхронного генератора от внутреннего диаметра статора

Решение задачи определения внутреннего диаметра статора, рассмотренное в разд. 4.1 и 4.2, не является однозначным. При расчете этого диаметра возникает необходимость в дополнительном критерии. Таким критерием в ряде случаев может быть минимальное значение массы асинхронного генератора.

Масса асинхронного генератора складывается из масс активных и конструктивных материалов, возбуждающих и регулирующих устройств.

Получение аналитического выражения массы асинхронного генератора в виде функции внутреннего диаметра статора представляет значительные трудности. Поэтому при дальнейшем анализе масса конструктивных элементов генератора принимается постоянной.

Анализ зависимости массы генератора от внутреннего диаметра статора выполняется при условии, что размеры пазов статора и ротора известны и остаются постоянными при изменении D, λ .

Масса активных материалов генератора равняется сумме масс зубцов, стержней пакетов стали, обмоток статора и ротора (см. разд. 3.7). Все эти массы являются функциями внутреннего диаметра статора.

Массу зубцов статора можно представить в виде функции диаметра D , если в формуле (3.70) выразить через этот диаметр

длину статора в соответствии с выражением (4.20). Используя при этом формулы (3.17) и (4.15), получим

$$m_{31} = Ak_3 \Omega_{ст} h_{31} \left[\pi + \frac{z_1 (h_{31} - h_{y1} - \Delta_k) \operatorname{tg} \frac{\pi}{z_1}}{D - D_0} \right]. \quad (4.48)$$

Выражение (4.48) справедливо и для зубца статора, ширина которого остается постоянной. Но в этом случае второе слагаемое равняется нулю и масса зубца

$$m_{31} = Ak_3 \Omega_{ст} h_{31} \pi. \quad (4.49)$$

В дальнейшем при анализе массы активных материалов генератора рассматривается лишь выражение (4.48). Для использования полученных при этом формул в случае генератора с прямоугольными зубцами достаточно считать в них, что

$$\operatorname{tg}(\pi/z_1) = 0.$$

Из двух последних выражений следует, что увеличение внутреннего диаметра статора генератора приводит к уменьшению массы трапецидальных зубцов статора и не влияет на массу прямоугольных зубцов.

Выражение для массы зубцов ротора (3.73) в виде функции внутреннего диаметра статора может быть одинаковым для зубцов разной формы, если площадь их определять по формуле

$$s_{32} = a_1^* D - a_2^*, \quad (4.50)$$

где $a_1^* = a_{1п}^*$, $a_2^* = a_{2п}^*$ при прямоугольных пазах ротора и $a_1^* = a_{1к}^*$, $a_2^* = a_{2к}^*$ для круглых пазов.

Учитывая формулу (4.50) и подставив в выражение (3.73) длину генератора, получим

$$m_{32} = \frac{z_2 Ak_3 \Omega_{ст}}{D - D_0} (a_1^* D - a_2^*). \quad (4.51)$$

Чтобы представить массы сплюснутых пакетов стали статора и ротора как функции внутреннего диаметра статора, используем соотношения (4.15), (4.16) и приведем выражения (3.61), (3.62) к следующему виду:

$$b_{c1} = \frac{0,786\alpha (D - D_0)}{\beta_{c1}^3}, \quad (4.52)$$

$$b_{c2} = \frac{0,786\alpha (D - D_0)}{\beta_{c2}^3}, \quad (4.53)$$

где β_{c1} , β_{c2} — относительные значения магнитных индукций сплюснутых пакетов стали статора и ротора;

$$\beta_{c1} = \frac{B_{c1}}{B_{31 \max}}; \quad \beta_{c2} = \frac{B_{c2}}{B_{31 \max}}.$$

Подставив выражения (4.52), (4.53) в формулы средних диаметров спинок (3.63), (3.64), получим

$$D_{c1} = \left(1 + \frac{0,786a}{p\beta_{c1}}\right) D + 2h_{s1} \frac{0,786aD_0}{p\beta_{c1}}; \quad (4.54)$$

$$D_{c2} = \left(1 - \frac{0,786a}{p\beta_{c2}}\right) D - 2(h_{s2} + \delta) \frac{0,786aD_0}{p\beta_{c2}}. \quad (4.55)$$

Выражения (4.52) - (4.55) позволяют представить соотношения (3.71), (3.74) в виде функций внутреннего диаметра статора:

$$m_{c1} = \left(1 + \frac{0,786a}{p\beta_{c1}}\right) \frac{2,47k_s Q_{ст} a A}{p\beta_{c1}} D - \left(2h_{s1} - \frac{0,786aD_0}{p\beta_{c1}}\right) \frac{2,47k_s Q_{ст} a A}{p\beta_{c1}}; \quad (4.56)$$

$$m_{c2} = \left(1 - \frac{0,786a}{p\beta_{c2}}\right) \frac{2,47k_s Q_{ст} a A}{p\beta_{c2}} D - \left[2(h_{s2} + \delta) \frac{0,786aD_0}{p\beta_{c2}}\right] \frac{2,47k_s Q_{ст} a A}{p\beta_{c2}}. \quad (4.57)$$

Массы спинок пакетов стали статора и ротора изменяются прямо пропорционально внутреннему диаметру статора асинхронного генератора.

Учитывая, что средняя длина витка является функцией главных размеров генератора, т. е.

$$l_{\text{вл}} \approx 2(l + 1,5\tau) - 2\left(\frac{A}{D - D_0} \cdot \frac{2,36D}{p}\right),$$

можно переписать выражение (3.72) для массы меди обмотки статора:

$$m_{\text{вл}} \approx \frac{6w_1 s_M Q_M A}{D - D_0} + \frac{14,2w_1 s_M Q_M}{p} D. \quad (4.58)$$

При внутреннем диаметре статора

$$D = D_0 + 0,65 \sqrt{Ap}$$

масса меди статора получается минимальной:

$$m_{\text{вл мин}} = 14,2 \frac{w_1 s_M Q_M}{p} (D_0 + 1,3 \sqrt{Ap}).$$

Выражение для массы меди обмотки ротора (3.75) можно представить в виде функции внутреннего диаметра статора. Для этого необходимо учесть соотношения (3.21), приняв в нем $\sin(\pi p/z_2) \approx \pi p/z_2$. С учетом формул (4.20) и (3.20) при $D_K = D - h_K = D - h_{K,0} h_{ст}$ получим

$$m_{\text{м2}} = \frac{z_2 s_{ст} A Q_M}{D - D_0} + \frac{z_2 s_{ст} Q_M}{p j_{K,0}} D - \frac{z_2 s_{ст} h_{K,0} h_{ст} Q_M}{p j_{K,0}}. \quad (4.59)$$

Это выражение справедливо как для стержней прямоугольного сечения, так и для стержней круглого сечения. В последнем случае необходимо в формуле (4.59) считать, что $h_{ст} = d_{ст}$.

Масса меди обмотки ротора увеличивается по мере приближения внутреннего диаметра статора к его предельному значению D_0 и при возрастании диаметра (в области больших его значений). Диаметру $D = D_0 + \sqrt{\frac{A}{\rho j_{к.о}}}$ соответствует минимальная величина массы меди обмотки ротора

$$m_{м2 \text{ мин}} = z_2 s_{ст} Q_M \left(\frac{D_0 - h_{к.о} h_{ст}}{\rho j_{к.о}} + 2 \sqrt{\frac{A}{\rho j_{к.о}}} \right).$$

Суммируя рассмотренные выше массы активных материалов асинхронного генератора, получим

$$m_{a,м} = m_{s1} + m_{s2} + m_{с1} + m_{с2} + m_{м1} + m_{м2} = \\ = m_{a,м.о} + a_{a1} D + a_{a2} \frac{1}{D - D_0} + a_{a3} \frac{D}{D - D_0}, \quad (4.60)$$

где

$$m_{a,м.о} = A k_s Q_{ст} \left\{ \pi h_{s1} + \left(2 h_{a1} - \frac{0,786 a D_0}{\rho \beta_{c1}} \right) \frac{2,47 a}{\rho \beta_{c1}} - \right. \\ \left. \left[2 (h_{s2} + \delta) - \frac{0,786 a D_0}{\rho \beta_{c2}} \right] \frac{2,47 a}{\rho \beta_{c2}} \right\} - \frac{z_2 s_{ст} h_{к.о} h_{ст} Q_M}{\rho j_{к.о}}; \quad (4.61)$$

$$a_{a1} = \frac{2,47 k_s Q_{ст} A}{\rho} \left[\left(1 + \frac{0,786 a}{\rho \beta_{c1}} \right) \frac{1}{\beta_{c1}} + \left(1 - \frac{0,786 a}{\rho \beta_{c2}} \right) \frac{1}{\beta_{c2}} \right] + \\ + \frac{Q_M}{\rho} \left(14,2 w_1 s_M + \frac{z_2 s_{ст}}{j_{к.о}} \right); \quad (4.62)$$

$$a_{a2} = A \left\{ k_s Q_{ст} \left[z_1 h_{s1} (h_{s1} - h_{y1} - \Delta_b) \operatorname{tg} \frac{\pi}{z_1} - z_2 a_2^* \right] + \right. \\ \left. + Q_M (6 w_1 s_M + z_2 s_{ст}) \right\}; \quad (4.63)$$

$$a_{a3} = A z_2 k_s Q_{ст} a_1^*. \quad (4.64)$$

Масса активных материалов асинхронного генератора (4.60) является функцией внутреннего диаметра статора, который может принимать значения $D > D_0$.

При приближении значения диаметра D к D_0 масса активных материалов генератора увеличивается и стремится к бесконечно большому значению. Увеличение массы активных материалов с ростом внутреннего диаметра статора имеет место также при больших значениях этого диаметра.

Для определения внутреннего диаметра статора, при котором масса активных материалов генератора имеет минимальное зна-

чение, продифференцируем выражение (4.60) по D и приравняем производную нулю:

$$\frac{dm_{a.m.}}{dD} = a_{a1} \cdot \frac{a_{a2}}{(D_* - D_0)^2} - \frac{a_{a3}D_0}{(D_* - D_0)^2} = 0.$$

Решая это уравнение, определяем искомое значение внутреннего диаметра статора

$$D_* - D_0 = \sqrt{\frac{a_{a2} + a_{a3}D_0}{a_{a1}}} \quad (4.65)$$

и минимальное значение массы активных материалов асинхронного генератора

$$m_{a.m., \min} = m_{a.m., 0} + a_{a3} + a_{a1}D_0 - 2\sqrt{a_{a1}(a_{a2} + a_{a3}D_0)}. \quad (4.66)$$

На рис. 4.2 показаны графики зависимости массы активных материалов от относительной длины статора генератора, рассчитанные для генераторов двух мощностей. Масса активных материалов достигает минимального значения $m_{a.m., \min} = 5,41$ кг при $\lambda_* = 0,511$ у асинхронного генератора мощностью 8 кВ·А и $m_{a.m., \min} = 22,7$ кг при $\lambda_* = 0,822$ у асинхронного генератора мощностью 90 кВ·А.

Влияние массы активных материалов на относительную длину (внутреннего диаметра) статора генератора становится больше при больших значениях λ и при малых значениях λ , когда внутренний диаметр генератора близок к D_0 .

В сравнительно широких областях значений λ , расположенных по обе стороны от λ_* , масса активных материалов генератора изменяется незначительно. Например, $m_{a.m.} < 1,03 m_{a.m., \min}$ для диапазона $0,31 \leq \lambda \leq 0,82$ у генератора мощностью 8 кВ·А и $0,49 \leq \lambda \leq 1,37$ у генератора мощностью 90 кВ·А.

На рис. 4.2 показаны также графики зависимости номинального скольжения от относительной длины статора для этих двух генераторов, рассчитанные по формулам (3.25), (4.9), (4.20).

Номинальное скольжение, как следует из выражения (3.25), имеет минимальное значение при внутреннем диаметре статора D_{*s} и относительной длине статора λ_{*s} :

$$D_{*s} - D_0 = \sqrt{\frac{p\Lambda}{j_{k.o.}}}, \quad (4.67)$$

$$\lambda_{*s} = \frac{A}{D_{*s}(D_{*s} - D_0)}. \quad (4.68)$$

Величина λ_{*s} мала и при используемых обычно значениях λ номинальное скольжение генератора возрастает с увеличением λ (с уменьшением внутреннего диаметра статора) почти по линейному закону.

Значительную часть общей массы асинхронного генератора составляет масса устройств, используемых для компенсации реактивной мощности генератора и нагрузки. Реактивная мощность асинхронного генератора равна сумме составляющих, обусловленных основным магнитным полем и магнитными полями рассеяния статора и ротора

$$Q_r = Q_0 + Q_s = Q_0 + Q_{s1} + Q_{s2} = m_1 c U_1 I_m + m_1 I_1^2 x_1 + m_1 I_2'^2 x_2' \quad (4.69)$$

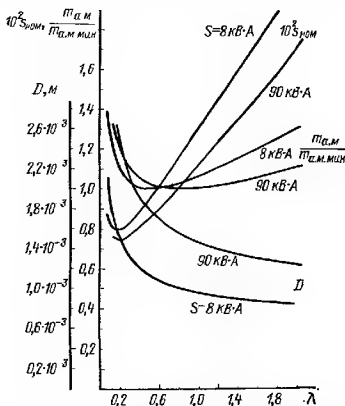


Рис. 4.2. График зависимостей относительного значения массы активных материалов, внутреннего диаметра статора и номинального скольжения от относительной длины статора для асинхронных генераторов различной мощности

Реактивная мощность, обусловленная основным магнитным полем, является функцией внутреннего диаметра статора, так как от этого диаметра зависит намагничивающий ток.

Используя соотношения (3.67), (4.16а), можно представить выражение для намагничивающего тока в виде

$$I_m = \gamma_l \frac{D}{D_0} \frac{D_0}{D} = 5\gamma_l D = 5\gamma_l D_0, \quad (4.70)$$

где

$$\gamma_l = \frac{p(1 + F_{ст.о}) k_3 B_{31 \max} (0,2 k_3 10^{-3})}{0,281 \cdot 10^{-6} W}. \quad (4.71)$$

Из выражений (4.69) и (4.70) следует, что

$$Q_0 - m_1 c U_1 \gamma_i \frac{D - D_0}{D} + 5 m_1 c U_1 \gamma_i D - 5 m_1 c U_1 \gamma_i D_0. \quad (4.72)$$

При выводе выражений (4.70), (4.72) было принято, что воздушный зазор, как функция внутреннего диаметра статора генератора, изменяется в соответствии с формулой (3.65).

Чтобы представить реактивную мощность асинхронного генератора Q_σ , обусловленную магнитными полями рассеяния, в виде функции диаметра D , допустим, что

$$I_1^2 \approx I_2'^2 + I_m^2, \quad (4.73)$$

а длина воздушного зазора не зависит от диаметра D и, следовательно, приближенное выражение намагничивающего тока имеет вид

$$I_m = \gamma_i' \frac{D}{D} \frac{D_0}{D}, \quad (4.74)$$

где

$$\gamma_i' = \frac{pk_3(1 + F_{\text{ст.о}}) B_{\text{эл макс}} \delta'}{0,281 \cdot 10^{-6} W} = \gamma_i \frac{\delta'}{0,2 \cdot 10^{-3} k_\delta}. \quad (4.75)$$

Учитывая линейную зависимость коэффициентов магнитной проводимости дифференциального рассеяния (5.32), (5.40) от внутреннего диаметра статора и допуская, что магнитная проводимость лобовых частей обмотки ротора (5.41) изменяется прямо пропорционально этому диаметру, представим выражения индуктивных сопротивлений рассеяния статора и ротора (5.30), (5.44) в виде

$$x_1 = \frac{\gamma_1 \lambda_{\text{эл1}} A}{D - D_0} + \gamma_1 \lambda_{\text{эл1}}^* A \frac{D}{D - D_0} + \frac{2,36 \gamma_1 \lambda_{\text{эл1}}}{p} D; \quad (4.76)$$

$$x_2' = \frac{\gamma_2 \lambda_{\text{эл2}} A}{D - D_0} + \gamma_2 \lambda_{\text{эл2}}^* A \frac{D}{D - D_0} + \gamma_2 \lambda_{\text{эл2}}^* D, \quad (4.77)$$

где

$$\gamma_1 = 1,58 \cdot 10^{-5} f_1 \frac{w_1^2 \sigma_{\text{с1}}}{pq_1 a_{\text{нр1}}^2}; \quad (4.78)$$

$$\gamma_2 = \frac{3,16 \cdot 10^{-5} m_1 (w_1 k_{\text{об1}})^2 f_1 \sigma_{\text{с2}}}{z_2 a_{\text{нр1}}^2}; \quad (4.79)$$

$$\lambda_{\text{эл1}}^* = \frac{\lambda_{\text{эл1}}}{D} \frac{0,478 q_1 \sum_v \left(\frac{k_{\text{об}v}}{v} \right)^2}{pk_{\text{н}} \delta'}; \quad (4.80)$$

$$\lambda_{\text{эл2}}^* = \frac{\lambda_{\text{эл2}}}{D} \frac{z_2}{12,57 p^2 k_{\text{н}} \delta'} \sum_v \left(\frac{1}{2 \frac{z_2}{2p} v \pm 1} \right)^2; \quad (4.81)$$

$$\Lambda_{\pi 2}^* = \frac{\Lambda_{\pi 2}}{D} = - \frac{3,32}{z_2 \left(2 \sin \frac{\pi p}{z_2} \right)^2} \lg \frac{2,35 D_k}{h_k + 2b_k}. \quad (4.82)$$

Используя выражения (4.69), (4.73) ÷ (4.82), можно представить реактивную мощность асинхронного генератора, обусловленную магнитными полями рассеяния, в виде функции внутреннего диаметра статора:

$$\begin{aligned} Q_o &= Q_{o1} + Q_{o2} = m_1 I_m^2 x_1 + m_1 I_2'^2 (x_1 + x_2) = \\ &= m_1 \gamma_1'^2 \gamma_1 \lambda_{\pi 1} A \frac{D - D_0}{D^2} + m_1 \gamma_1'^2 \gamma_1 \lambda_{\pi 1}^* A \frac{D - D_0}{D} + \\ &+ 2,36 \frac{\Lambda_{\pi 1}}{p} m_1 \gamma_1'^2 \gamma_1 \frac{(D - D_0)^2}{D} + m_1 I_2'^2 (\gamma_1 \lambda_{\pi 1} + \gamma_2 \lambda_{\pi 2}) \times \\ &\times \frac{A}{D - D_0} + m_1 I_2'^2 (\gamma_1 \lambda_{\pi 1}^* + \gamma_2 \lambda_{\pi 2}^*) A \frac{D}{D - D_0} + \\ &+ m_1 I_2'^2 \left(\frac{2,36 \lambda_{\pi 1} \gamma_1}{p} + \Lambda_{\pi 2}^* \gamma_2 \right). \end{aligned} \quad (4.83)$$

На рис. 4.3 показаны графики зависимостей реактивной мощности генератора Q_r и ее составляющих Q_o , Q_c от относительной длины статора генератора мощностью 8 кВт·А. Реактивная мощность, обусловленная основным магнитным полем, уменьшается при увеличении λ . Реактивная мощность, обусловленная магнитными полями рассеяния генератора, достигает минимального значения при $\lambda = 0,45$.

Реактивная мощность генератора в диапазоне практически используемых значений λ монотонно уменьшается при увеличении λ .

Используя выражения реактивных мощностей (4.69), (4.72), (4.83), можно определить массу конденсаторов, компенсирующих эту мощность и реактивную мощность нагрузки.

Для асинхронного генератора с параллельными конденсаторами эта масса

$$m_c = m_{c0} Q_r + m_{c0} Q_n. \quad (4.84)$$

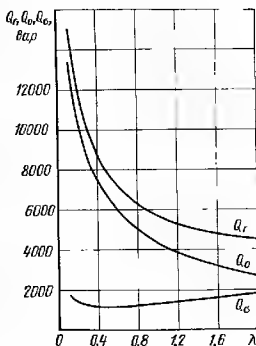


Рис. 4.3. График зависимостей реактивных мощностей асинхронного генератора от относительной длины статора

Следует отметить, что при релейном способе регулирования напряжения асинхронного генератора для обеспечения режима устойчивых автоколебаний амплитуды этого напряжения емкость конденсаторов должна превышать значение, определяемое из условия компенсации реактивных мощностей генератора и нагрузки. Для расчета массы конденсаторов в этом случае в последнюю формулу необходимо ввести дополнительный множитель $k_p = 1,05 \div 1,10$:

$$m_c = k_p m_{c0} (Q_r + Q_n). \quad (4.85)$$

Выражение (4.84) может быть использовано также для определения массы конденсаторов в случае компаундированного асинхронного генератора, если $m_{c0} = m_{к.о.к.}$ определить по формуле (1.39).

Массу асинхронного генератора, рассматриваемую как сумму масс активных и конструктивных материалов и массы конденсаторов, компенсирующих реактивные мощности генератора и нагрузки, т. е.

$$m_r = m_{а.м} + m_{к.м} + m_c,$$

можно представить в виде функции внутреннего диаметра статора, если использовать выражения (4.60), (4.72), (4.83), (4.84):

$$m_r = m_{r0} + b_1 D + \frac{b_5 + b_6 D}{D - D_0} + \{b_3 + [b_2 + b_4(D - D_0)] D\} \frac{D - D_0}{D^2}, \quad (4.86)$$

где

$$\begin{aligned} m_{r0} &= m_{к.м} + m_{а.м.с} + m_{c0} Q_n + 5m_1 c U_1 \gamma_i D_0 m_{c0}; \\ b_1 &= a_{a1} + m_{c0} m_1 \left[5c U_1 \gamma_i + I_2'^2 \left(\frac{2,36 \lambda_{a1} \gamma_1}{p} + \lambda_{a2}^* \gamma_2 \right) \right]; \\ b_2 &= m_{c0} m_1 (c U_1 \gamma_i + \gamma_i'^2 \gamma_{1a1}^* A); \\ b_3 &= m_{c0} m_1 \gamma_i'^2 \gamma_{1a1}^* A; \\ b_4 &= 2,36 \frac{\lambda_{a1}}{p} m_1 \gamma_i'^2 \gamma_1 m_{c0}; \\ b_5 &= a_{a2} + m_{c0} m_1 I_2'^2 (\gamma_1 \lambda_{a1} + \gamma_2 \lambda_{a2}) A; \\ b_6 &= a_{a3} + m_{c0} m_1 I_2'^2 (\gamma_1 \lambda_{a1}^* + \gamma_2 \lambda_{a2}^*) A. \end{aligned} \quad (4.87)$$

Из выражения (4.86) следует, что масса асинхронного генератора возрастает как при приближении внутреннего диаметра статора к предельному значению D_0 , так и при увеличении диаметра в области его больших значений.

Дифференцируя выражение (4.86) по D и приравнявая нулю производную, получаем уравнение

$$\frac{D_0(b_2 - D_0 b_4) - b_3}{D_{*r}^2} + \frac{2b_3 D_0}{D_{*r}^3} - \frac{b_5 + b_6 D_0}{(D_{*r} - D_0)^2} + b_1 + b_4 = 0, \quad (4.88)$$

решение которого позволяет определить внутренний диаметр статора D_{*r} , соответствующий минимальному значению массы асинхронного генератора.

Представив это уравнение в виде

$$D_{*r} = D_0 + f(D_{*r}) = D_0 + \sqrt{\frac{b_5 + b_6 D_0}{\frac{D_0(b_2 - b_4 D_0) - b_3}{D_{*r}^2} + \frac{2b_3 D_0}{D_{*r}^3} + b_1 + b_4}}, \quad (4.89)$$

легко найти его решение графо-аналитическим способом.

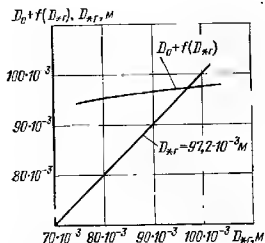


Рис. 4.4. График для определения внутреннего диаметра статора, соответствующего минимальному значению массы асинхронного генератора

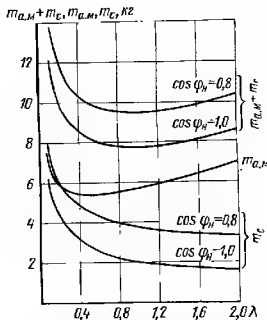


Рис. 4.5. График зависимостей массы асинхронного генератора от относительной длины статора при различных значениях коэффициента мощности нагрузки

Диаметр D_{*r} определяется как абсцисса или ордината точки пересечения биссектрисы прямого угла с графиком функции $D_0 + f(D_{*r})$. На рис. 4.4 показано, как определяется D_{*r} для асинхронного генератора мощностью 8 кВт·А.

Определив D_{*r} , можно рассчитать минимальное значение массы асинхронного генератора, если использовать выражение (4.86) и относительную длину статора генератора

$$\lambda_{*r} = \frac{l_{*r}}{D_{*r}} = \frac{\lambda}{D_{*r} (D_{*r} - D_0)}. \quad (4.90)$$

На рис. 4.5 показаны графики зависимости массы асинхронного генератора мощностью 8 кВт·А с параллельными конденсаторами (без учета массы конструктивных материалов) и ее состав-

ляющих (массы активных материалов и массы конденсаторов) от λ для значений коэффициента мощности нагрузки 0,8 и 1,0. Следует отметить, что минимальному значению этой массы соответствует большая относительная длина и меньший диаметр ($\lambda_{*г}=0,932$, $D_{*г}=97,2 \cdot 10^{-3}$ м), чем минимальному значению массы активных материалов ($\lambda_{*}=0,511$, $D_{*}=112,5 \cdot 10^{-3}$ м).

Результаты анализа зависимости массы асинхронного генератора от внутреннего диаметра и относительной длины статора можно использовать при проектировании генератора с минимально возможной массой. Выбор относительной длины статора из условия обеспечения минимального значения массы позволяет уменьшить число варьируемых параметров.

При практических расчетах целесообразно, задавшись относительной длиной статора $\lambda=0,5 \div 0,9$, рассчитать генератор, а затем, исходя из определенных при этом расчете параметров, найти $D_{*г}$ и $\lambda_{*г}$.

4.5. Особенности расчета асинхронных генераторов при различных способах определения главных размеров и компаундированных асинхронных генераторов

Главные размеры асинхронного генератора могут быть определены одним из трех изложенных ранее способов в зависимости от принятых исходных данных.

Если в качестве исходных данных используются электромагнитные нагрузки (см. разд. 4.1), то расчет генератора начинается с определения главных размеров. После этого рассчитываются обмотки статора и ротора, магнитная цепь, потери и к. п. д., определяются параметры схемы замещения и строятся характеристики генератора.

При использовании в качестве исходных величин максимального значения магнитной индукции в зубце статора или номинального скольжения (см. разд. 4.2, 4.3) расчет асинхронного генератора необходимо начинать с определения параметров обмотки и размеров паза статора.

Достоинством двух последних способов определения главных размеров является уменьшение числа исходных величин при проектировании асинхронного генератора, что особенно важно при выполнении оптимальных расчетов с помощью ЦВМ, когда возникает необходимость варьировать эти величины.

Кроме того, использование уравнения (4.17) для определения главных размеров позволяет получить аналитическую зависимость массы генератора от внутреннего диаметра статора, используя которую также можно упростить поиски оптимального варианта расчета.

Все три способа определения главных размеров могут использоваться как при расчете генератора с параллельными кон-

денсаторами, так и при расчете компаундированного асинхронного генератора.

Расчет компаундированного асинхронного генератора более сложен вследствие необходимости введения в число исходных величин параметра, характеризующего влияние компаундирующих конденсаторов на характеристики и свойства генератора.

В качестве такого параметра можно использовать $x_{к. ном}$ — сопротивление компаундирующих конденсаторов, выраженное в долях от отношения номинального напряжения и тока нагрузки.

Величина $x_{к. ном}$ при известной нагрузке однозначно определяет номинальное напряжение генератора (1.7), напряжение на компаундирующих конденсаторах (1.10) и напряжение на параллельно включенных с нагрузкой конденсаторах

$$U_{пр} = k_{с пр} U_I, \quad (4.91)$$

где $k_{с пр} = 1$ при соединении конденсаторов в звезду и $k_{с пр} = \sqrt{3}$ при соединении их в треугольник.

Если при известной нагрузке задано значение коэффициента мощности генератора и выбраны конденсаторы, то функциями только $x_{к. ном}$ являются относительные значения реактивных мощностей компаундирующих конденсаторов (1.24) и конденсаторов, включенных параллельно с нагрузкой

$$\bar{Q}_{к. ном} = \frac{\bar{x}_{к. ном}}{\cos \varphi_{н. ном} (\operatorname{tg} \varphi_{н. ном} + \operatorname{tg} \varphi_{1 ном})}; \quad (4.92)$$

$$\bar{Q}_{с ном} = \frac{\cos \varphi_{н. ном} (\operatorname{tg} \varphi_{н. ном} + \operatorname{tg} \varphi_{1 ном})}{\cos \varphi_{н. ном} (\operatorname{tg} \varphi_{н. ном} + \operatorname{tg} \varphi_{1 ном})} \bar{x}_{к. ном} \quad (4.93)$$

удельная масса (1.39) и масса конденсаторов компаундированного асинхронного генератора

$$m_{к. о. к} = \frac{1,59 \cdot 10^5}{f_1 U_n^2 \cos \varphi_{н. ном} (\operatorname{tg} \varphi_{н. ном} + \operatorname{tg} \varphi_{1 ном})} \times \\ \times \left[\frac{m_{к. с}^*}{k_{с пр}^2} \times \frac{\cos \varphi_{н. ном} (\operatorname{tg} \varphi_{н. ном} + \operatorname{tg} \varphi_{1 ном}) - \bar{x}_{к. ном}}{(\bar{x}_{к. ном} - \sin \varphi_{н. ном})^2 + \cos^2 \varphi_{н. ном}} + \frac{m_{к. к}^*}{\bar{x}_{к. ном}} \right]; \quad (4.94)$$

$$m_{к. к} = \frac{1,59 \cdot 10^5 S_n}{f_1 U_n^2} \left\{ \frac{m_{к. с}^* [\cos \varphi_{н. ном} (\operatorname{tg} \varphi_{н. ном} + \operatorname{tg} \varphi_{1 ном}) - \bar{x}_{к. ном}]}{k_{с пр}^2 [(\bar{x}_{к. ном} - \sin \varphi_{н. ном})^2 + \cos^2 \varphi_{н. ном}]} + \frac{m_{к. к}^*}{\bar{x}_{к. ном}} \right\}, \quad (4.95)$$

а также относительное значение тока, протекающего через конденсаторы, включенные параллельно с нагрузкой,

$$\bar{I}_{с ном} = \frac{\cos \varphi_{н. ном} (\operatorname{tg} \varphi_{н. ном} + \operatorname{tg} \varphi_{1 ном}) - \bar{x}_{к. ном}}{k_{с пр} \sqrt{(\bar{x}_{к. ном} - \sin \varphi_{н. ном})^2 + \cos^2 \varphi_{н. ном}}}. \quad (4.96)$$

Относительное значение сопротивления компаундирующих конденсаторов $x_{к. ном}$ согласно формулам (1.17) и (1.25) должно быть в диапазоне

$$\bar{x}_{к. ном}^* \leq \bar{x}_{к. ном} \leq \bar{x}_{к. пр. ном}.$$

Практически диапазон возможных значений $\bar{x}_{к. ном}$ получается более узким.

При уменьшении $\bar{x}_{к. ном}$ уменьшается напряжение на компаундирующих конденсаторах и увеличивается их масса, являющаяся гиперболической функцией $\bar{x}_{к. ном}$ (4.95). Резкое увеличение массы компаундирующих конденсаторов, имеющее место в области малых значений $x_{к. ном}$, лимитирует минимальное значение $x_{к. ном}$ в авиационных асинхронных компаундированных генераторах.

Максимальное значение $\bar{x}_{к. ном}$ может лимитироваться как допустимым напряжением на конденсаторах, так и диапазоном изменения напряжения генератора.

Отношение напряжения асинхронного генератора при максимальном токе нагрузки к номинальному напряжению не должно превышать некоторого значения (при $\cos \varphi_{н. ном} = 0,8$ и $U_{1 макс} / U_{1 ном} \leq 1,5 \div 1,6$). В противном случае возможно чрезмерное насыщение магнитной цепи при максимальном токе нагрузки, если магнитная цепь достаточно насыщена при минимальном напряжении генератора, или ненасыщенное состояние ее при минимальном напряжении, если насыщение магнитной цепи при максимальном токе нагрузки находится в допустимых пределах. Чтобы избежать чрезмерного насыщения магнитной цепи генератора, расчетные значения максимальных магнитных индукций в зубцах статора и ротора не должны превышать (2,10—2,15) Т.

Величина $\bar{x}_{к. ном}$ оказывает существенное влияние на характеристики компаундированного асинхронного генератора, на его массу и массу регулирующего органа.

Поэтому при проектировании компаундированного асинхронного генератора целесообразно рассчитать несколько вариантов, соответствующих различным значениям $\bar{x}_{к. ном}$ и произвести их сравнительную оценку.

Для определения диапазона $x_{к. ном}$, в пределах которого следует задаваться значениями этого сопротивления, и выбора конденсаторов в общем случае целесообразно построить графики зависимости от $\bar{x}_{к. ном}$ напряжений на параллельно включенных с нагрузкой и компаундирующих конденсаторах при номинальной нагрузке и максимальном токе нагрузки, массы конденсаторов и отношения напряжения генератора при максимальном токе нагрузки к номинальному напряжению.

При проектировании асинхронных генераторов следует учитывать особенности работы их в условиях больших перегрузок (при $k_{п i} = 1,5 \div 2,0$).

Асинхронный генератор с параллельными конденсаторами, предназначенный для работы с большими перегрузками в номинальном режиме, должен характеризоваться сравнительно низким значением коэффициента мощности (порядка $0,6 \div 0,7$ для генераторов мощностью, равной единицам кВ·А), соответствующим значительному насыщению магнитной цепи. Благодаря этому при максимальном токе нагрузки генератор работает на устойчивом участке внешней характеристики с достаточным удалением от точки критического тока наибольшего тока для данной внешней характеристики.

При определении главных размеров генератора с параллельными конденсаторами следует задаваться значением расчетного коэффициента полюсного перекрытия $\alpha = 0,620 \div 0,670$.

Предназначенный для работы с большими перегрузками компаундированный асинхронный генератор, напряжение которого изменяется в сравнительно широких пределах при постоянном напряжении нагрузки, имеет только насыщенную магнитную цепь при максимальном токе нагрузки и слабо насыщенную при номинальном токе. При проектировании такого генератора следует задаваться высоким значением его коэффициента мощности в номинальном режиме (порядка $0,80 - 0,90$) и принимать $\alpha = 0,655 \div 0,675$.

Значение коэффициента мощности генератора, принятое в начале расчета, может корректироваться исходя из необходимого соотношения м. д. с. воздушного зазора и м. д. с. стальных участков магнитной цепи.

Обе эти м. д. с. могут быть рассчитаны уже после определения главных размеров генератора.

Увеличение коэффициента мощности генератора приводит к уменьшению кратности намагничивающего тока (рис. 2.6), м. д. с. на пару полюсов, а, следовательно, и м. д. с. стальных участков, если м. д. с. воздушного зазора остается постоянной.

У компаундированного асинхронного генератора, напряжение которого изменяется в широких пределах, магнитные индукции в номинальном режиме невелики и сложно реализовать отношение $F_{ст}/F_b > 1,2 \div 1,3$. Если отношение $F_{ст}/F_b \approx$ превышает эти значения, то целесообразно увеличить коэффициент мощности генератора, уточнив при этом величину тока фазы статора и плотность тока в обмотке статора.

Окончательная корректировка значения коэффициента мощности генератора может быть осуществлена после расчета магнитной цепи.

ОБМОТКИ АСИНХРОННОГО ГЕНЕРАТОРА

5. 1. Обмотки, используемые в асинхронном генераторе

При мощностях асинхронных генераторов от сотен вольт-ампер до десятков киловольт-ампер в качестве обмотки статора целесообразно использовать двухслойную петлевую обмотку с целым числом пазов на полюс и фазу.

Основным достоинством ее является возможность укорочения шага обмотки в необходимых пределах, что позволяет улучшать форму кривой напряжения генератора и уменьшать длину лобовых соединений. Секции (катушки) двухслойной петлевой обмотки имеют одинаковую форму и одинаковые размеры. Это упрощает технологию изготовления обмотки.

Секции обмотки выполняются из медных проводов круглого или прямоугольного сечения.

Выбор типа провода и пазовой изоляции определяется ожидаемой температурой обмотки при работе асинхронного генератора.

Если температура обмотки не превышает 430 К, то могут применяться провода ПЭВ-2, ПЭЛШО, ПЭВП и др. Пазовая изоляция выполняется из двух крайних слоев типа электрокартона и среднего слоя типа триацетатной пленки.

Однако в последнее время наиболее широко используются провода с кремнийорганической изоляцией типа ПЭТКСОТ, ПСДКТ, ПНЭТП и др. Эти провода при сравнительно небольшом сроке службы допускают температуру обмотки до 580 К. Пазовая изоляция в этом случае выполняется из стеклослюдинита (гибкого и формовочного) и стеклолакоткаи или фторопласта.

Данные некоторых типов проводов приведены в приложении (см. табл. П2-П8).

На роторе асинхронного генератора размещается обмотка типа «беличья клетка». Она выполняется из медных стержней прямоугольного или круглого (при малой мощности генератора) сечения. Стержни замыкаются накоротко с торцов медными кольцами. Применение алюминия вместо меди в качестве материала обмотки ротора обусловлено прежде всего меньшим удельным сопротивлением меди. Благодаря этому при одинаковой площади сечения стержней, выполненных из меди и алюминия, в первом случае получается меньше величина скольжения, а при одинаковом скольжении будет меньше площадь сечения паза.

При малых сечениях пазов ротора заливка ротора алюминием получается ненадежной, возможны разрывы стержней. Механическая прочность алюминиевой обмотки может оказаться недостаточной, особенно при больших угловых скоростях вращения.

В некоторых случаях предъявляются специфические требования к энергетическим показателям и механическим характеристикам асинхронных генераторов. Обеспечение этих требований может оказаться невозможным при использовании указанных выше видов обмоток и появится необходимость применения обмоток других видов.

5.2. Способы соединения фаз и параллельные ветви обмотки статора асинхронного генератора

Фазы обмотки статора асинхронного генератора могут соединяться в звезду или в треугольник.

Наиболее распространенным является соединение фаз в звезду, при котором возможно использование двух напряжений (линейного и фазного) и соединение нулевой точки обмотки статора с корпусом летательного аппарата.

Кроме того, при соединении фаз в звезду по обмотке генератора не протекают токи третьей и кратной ей гармоник.

Площадь сечения меди провода обмотки статора

$$s_m = \frac{I_1}{j_1} \quad (5.1)$$

определяется как величиной тока фазы статора, так и плотностью тока в обмотке статора j_1 .

При малых значениях площади сечения меди ($s_m \leq 1,82 \times 10^{-6} \text{ м}^2$) обмотку выполняют из проводов круглого сечения. При диаметрах провода порядка 10^{-3} м и более обмотку статора целесообразно выполнять из нескольких проводов, включенных параллельно. Площадь одного провода

$$s_m = \frac{I_1}{j_1 a_{\text{пр1}}}, \quad (5.2)$$

где $a_{\text{пр1}}$ — число параллельно соединенных проводов (число параллельных ветвей обмотки статора).

Если площадь сечения меди провода равна или превышает наименьшую площадь сечения прямоугольного провода $s_m \geq 1,82 \cdot 10^{-6} \text{ м}^2$, указанную в табл. П1, то обмотку выполняют из проводов прямоугольного сечения.

По таблице проводов, изготавливаемых промышленностью, выбирается провод, площадь сечения меди которого ближе всего к s_m , определяемой по формуле (5.1).

В этом случае в каждом слое паза размещаются активные стороны витков одной секции, все катушечные группы соединяются последовательно, и число параллельных ветвей обмотки равняется единице.

При мощностях, равных десяткам кВ·А, площадь сечения меди, определяемая по формуле (5.1), может превышать макси-

мальную площадь сечения провода, изготавливаемого промышленностью. В этом случае приходится выполнять обмотку статора из нескольких параллельных ветвей.

Для образования параллельных ветвей катушечные группы обмотки можно соединить параллельно. При этом $a_{\text{пр}1} = p$.

Обмотку с несколькими параллельными ветвями можно получить и другим способом. Для этого необходимо уложить в каждом слое паза активную сторону не одной, а нескольких ($u_{\text{п}}$) секций.

Каждая из этих секций должна входить в свою параллельную ветвь, и число этих ветвей $a_{\text{пр}1} = u_{\text{п}}$.

Секции, входящие в параллельную ветвь, соединяются друг с другом таким же образом, как в обмотках с одной параллельной ветвью.

На рис. 5.1 показана одна фаза трехфазной двухслойной петлевой обмотки асинхронного генератора при $p=3$, $q_1=2$, состоящая из одной параллельной ветви (рис. 5.1, а) и нескольких параллельных ветвей (рис. 5.1, б и в).

Три параллельные ветви (рис. 5.1, б) образованы путем параллельного соединения катушечных групп. Обмотка с двумя параллельными ветвями (рис. 5.1, в) получена путем укладки в каждый слой паза активных сторон двух секций.

Сплошной или пунктирный отрезки соответствуют одной активной стороне секции. Поэтому на рис. 5.1, а и б два рядом расположенных отрезка (сплошной и пунктирный) соответствуют одному пазу статора. На рис. 5.1, а в пазу статора соответствуют четыре расположенных рядом отрезка, два из которых изображены сплошными, а два пунктирными линиями.

При z_1 пазах статора на каждую фазу приходится z_1/m_1 пазов. В одном пазу размещается $2w_{c1}u_{\text{п}}$ активных проводников. Число активных проводников и число витков в фазе статора соответственно равны $2w_{c1}u_{\text{п}} \frac{z_1}{m_1}$ и $w_1 = w_{c1}u_{\text{п}} \frac{z_1}{m_1}$.

Выражение для числа витков в одной параллельной ветви в общем случае имеет вид

$$w_{a1} = \frac{w_1}{a_{\text{пр}1}} = w_{c1} \frac{u_{\text{п}}}{a_{\text{пр}1}} \frac{z_1}{m_1}. \quad (5.3)$$

Если катушечные группы обмотки статора включены параллельно, то $a_{\text{пр}1} = p$ и, следовательно,

$$w_{a1} = w_{c1} \frac{u_{\text{п}}}{p} \frac{z_1}{m_1}. \quad (5.4)$$

При укладке в каждом слое паза $u_{\text{п}}$ активных сторон секции $a_{\text{пр}1} = u_{\text{п}}$, а число витков в одной параллельной ветви

$$w_{a1} = w_{c1} \frac{z_1}{m_1}. \quad (5.5)$$

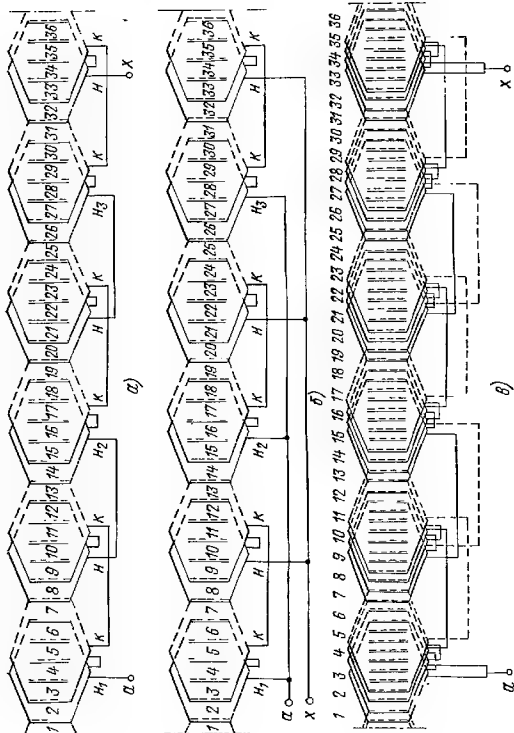


Рис. 5.1 Развертка двухфазной петлевой обмотки асинхронного генератора с одной (а) и двумя (б, в) параллельными ветвями

Следует отметить, что если обмотка статора состоит из нескольких параллельных ветвей, то э. д. с., наводимая в этой обмотке, прямо пропорциональна числу витков одной параллельной ветви

$$E_1 = 4,44 \omega_{a1} k_{об1} f_1 \Phi.$$

Если же $a_{пр1} = 1$, то $\omega_{a1} = \omega_1$ и выражение для э. д. с. имеет вид $E_1 = 4,44 \omega_1 k_{об1} f_1 \Phi$.

5.3. Улучшение формы кривой напряжения и обмоточные коэффициенты асинхронного генератора

Э. д. с., наводимая в обмотке статора асинхронного генератора, должна быть практически синусоидальной.

Это требование приводит к необходимости уменьшения «пространственных» и зубцовых высших гармоник э. д. с.

Уменьшение «пространственных» высших гармоник э. д. с. обеспечивается путем распределения обмотки, укорочения ее шага и соединения фаз трехфазной обмотки в звезду или треугольник. Соединение фаз в звезду или треугольник приводит к тому, что в кривой линейной э. д. с. не проявляется третья и кратные ей гармоники.

Наиболее сильно выраженной является поэтому пятая «пространственная» гармоника э. д. с.

Для уничтожения пятой гармоники шаг обмотки (ширина секции) должен быть укорочен на $1/5 \tau$.

Если выразить шаг обмотки в пазах и обозначить диаметральный шаг через $y_\tau = \frac{z_1}{2p}$, то укороченный шаг y_1 в этом случае определяется следующим образом:

$$y_1 = y_\tau - \frac{1}{5} y_\tau = 0,8 \frac{z_1}{2p}.$$

Шаг обмотки должен быть целым числом. В противном случае его необходимо увеличить, доведя до ближайшего целого числа:

$$y_1 = 0,8 \frac{z_1}{2p} \pm \epsilon = 0,8 y_\tau \pm \epsilon, \quad (5.6)$$

где ϵ — правильная дробь.

В табл. 5.1 приведены значения шагов обмотки статора, которые целесообразно принимать при различных числах пазов на полюс и фазу статора.

Если используется фазное напряжение асинхронного генератора, в котором наиболее сильно проявляется третья гармоника и предъявляются жесткие требования к форме кривой этого на-

Значения шагов и обмоточного коэффициента трехфазной обмотки

q_1	2	3	4	q_1	2	3	4
y_τ	6	9	12	k_{y1}	0,966	0,940	0,966
y_1	5	7	10	k_{p1}	0,966	0,960	0,958
$y = y_1/y_\tau$	0,833	0,778	0,833	$k_{y1}k_{p1}$	0,933	0,902	0,925

пряжения, то укорочение шага обмотки может быть выбрано исходя из условия подавления этой гармоники. В этом случае шаг обмотки определяется по формуле

$$y_1 - y_\tau - \frac{1}{3} y_\tau + \epsilon = \frac{z_1}{3p} \pm \epsilon. \quad (5.7)$$

Укорочение шага обмотки приводит к уменьшению не только высших, но и первой гармоники э. д. с. Уменьшение первой гармоники характеризуется коэффициентом укорочения шага обмотки

$$k_{y1} = \sin(0,5 \pi y),$$

где y — относительное значение шага обмотки статора,

$$y = \frac{y_1}{y_\tau}.$$

Для уменьшения высших «пространственных» гармоник в асинхронных генераторах целесообразно использовать распределенные обмотки с числом пазов на полюс и фазу $q_1 = 2 \div 4$. Величина q_1 должна быть тем больше, чем больше мощность генератора.

Распределение обмотки также приводит к уменьшению первой гармоники э. д. с., которое характеризуется коэффициентом распределения обмотки

$$k_{p1} = \frac{\sin \frac{\pi}{2m_1}}{q_1 \sin \frac{\pi}{2m_1 q_1}}. \quad (5.8)$$

Значения этого коэффициента приведены в табл. 5.1 для $m_1 = 3$ и разных q_1 .

Наличие зубцов на статоре и роторе асинхронного генератора приводит к продольным и поперечным пульсациям магнитного потока. В результате этих пульсаций в обмотке статора наводятся зубцовые гармоники э. д. с.

Порядок зубцовых гармоник определяется числом зубцов, приходящихся на пару полюсов. Наиболее интенсивно проявляются зубцовые гармоники порядка $(2m_1q_1 \pm 1)$: например, при $m_1=3$ и $q_1=2$ — одиннадцатая и тринадцатая.

Зубцовые гармоники в кривой напряжения асинхронного генератора уменьшают путем скоса пазов статора и ротора. Скос пазов приводит также к уменьшению паразитных моментов, действующих на вал асинхронного генератора и проводного устройства.

Однако в результате скоса пазов увеличиваются индуктивные сопротивления рассеяния обмоток, несколько уменьшаются наводимые в них э. д. с. и возрастают добавочные потери в стали.

Поэтому величину скоса пазов не делают большой и принимают обычно равной зубцовому делению статора при скошенных пазах ротора $c_2=t_{s1}$ (рис. 5.2) или зубцовому делению ротора при скошенных пазах статора $c_1=t_{s2}$.

Уменьшение первой гармоники э. д. с. в обмотке, размещенной в скошенных пазах, может быть учтено с помощью коэффициента скоса. Выражение этого коэффициента при скошенных пазах ротора имеет вид

$$k_{c2} = \frac{\sin\left(\frac{\pi}{2} \frac{c_2}{\tau}\right)}{\frac{\pi}{2} \frac{c_2}{\tau}} \approx 1 - \left(\frac{\pi}{2} \frac{c_2}{\tau}\right)^2 \frac{1}{6}.$$

Используя соотношение

$$\frac{c_2}{\tau} = \frac{c_2 2p}{\pi D} = \frac{c_2 2p}{z_1 t_{s1}}$$

и обозначив относительное значение скоса пазов ротора, выраженное в долях от зубцового деления статора, через $c_2 = \frac{c_2}{t_{s1}}$, при $m_1=3$ получим

$$k_{c2} - 1 = 1,646 \left(\frac{\bar{p}c_2}{z_1}\right)^2 = 1 - 0,0458 \left(\frac{\bar{c}_2}{q_1}\right)^2. \quad (5.9)$$

Если скошены пазы статора, то при практических расчетах удобно пользоваться следующим выражением коэффициента скоса:

$$k_{c1} - 1 = 1,646 \left(\frac{\bar{p}c_1}{z_2}\right)^2, \quad (5.10)$$

где

$$c_1 = \frac{c_1}{t_{s2}}. \quad (5.11)$$

Рекомендуемые числа стержней обмотки ротора типа «беличья клетка»

Число полюсов $2p$	Число пазов статора z_1	Прямые пазы	Скошенные пазы
2	18	—	26
	24	[16], 32	(18), (30), 31, 33, 34, 35
	30	22, 38	(18), 20, 21, 23, (24), 37, 39, 40
	36	26, 28, 44, 46	25, 27, 29, 43, 45, 47
	42	32, 34, 50, 52	—
	48	38, 40, 56, 58	37, 39, 41, 55, 57, 59
4	24	[32]	16, [20], 30, 33, 34, 35, 36
	36	26, 44, 46	(24), 27, 28, 30, [32], 45, 48
	42	(34), (50), 52, 54	(33), 34, [38], (51), 53
	48	34, 38, 56, 58, 62, 64	(36), (39), 40, [44], 57, 59
	60	50, 52, 68, 70, 74	48, 49, 51, 56, 64, 69, 71
	72	62, 64, 80, 82, 86	61, 63, 68, 76, 81, 83
6	36	26, 42, 48	47, 49, 50
	54	44, 64, 66, 68	42, 43, 65, 67
	72	56, 58, 62, 82, 84, 86, 88	57, 59, 60, 61, 83, 85, 87
	90	74, 76, 78, 80, 100, 102, 104	75, 77, 79, 101, 103, 105
8	48	34, 62, 64	35, 61, 63, 65
	72	58, 86, 88, 90	56, 57, 59, 85, 87, 89
	84	66, (68), 70, 98, 100, 102, 104	(68), (69), (71), (97), (99), (101)
	96	78, 82, 110, 112, 114	79, 80, 81, 83, 109, 111, 113

Входящие в два последние выражения относительные значения скоса пазов принимаются обычно равными единице: $\bar{c}_1 = \bar{c}_2 = 1$.

Произведение коэффициентов k_{y1} , k_{p1} , k_{c1} называется обмоточным коэффициентом статора

$$k_{c61} = k_{y1} k_{p1} k_{c1}. \quad (5.12)$$

Аналогичное понятие — обмоточный коэффициент ротора — используется для характеристики обмотки ротора.

Обмотку ротора типа «белчья клетка» можно заменить эквивалентной многофазной обмоткой с числом фаз $m_2 = \frac{z_2}{p}$.

Фаза этой обмотки на протяжении одной пары полюсов состоит из одного стержня. Поэтому число витков фазы на пару полюсов такой обмотки принимают равным 0,5, а коэффициенты укорочения и распределения ее равны единице.

Обмоточный коэффициент ротора равняется коэффициенту скоса ротора и может быть без больших погрешностей принят равным единице: $k_{об2} = k_{с2} \approx 1$.

Число стержней обмотки ротора асинхронного генератора можно определить, исходя из рекомендаций в отношении выбора этой величины для асинхронных двигателей.

Рекомендуемые числа стержней для обмотки типа «белчья клетка» в зависимости от числа полюсов и пазов статора машины приведены в табл. 5.2 [30].

Такой выбор числа стержней ротора особенно целесообразен в тех случаях, когда асинхронная машина используется как стартер-генератор.

Числа пазов, заключенные в квадратные скобки, не рекомендуется применять для машин, которые работают в тормозном режиме. При числе пазов, показанных в круглых скобках, получаются ухудшенные пусковые характеристики асинхронной машины, работающей в стартерном режиме.

5.4. Плотность тока в обмотке статора асинхронного генератора

Плотность тока в обмотке статора является одной из основных исходных величин при проектировании асинхронного генератора.

Увеличение плотности тока в обмотке статора приводит к уменьшению площади сечения провода, размеров паза и размеров генератора. Но при этом увеличиваются потери в обмотке статора, возрастает ее активное сопротивление, уменьшается к. п. д. генератора и становится более напряженным его тепловой режим.

Значение плотности тока в обмотке статора выбирается исходя из требований к массе и к. п. д. генератора, а также в зависимости от способа охлаждения машины.

При проектировании асинхронных генераторов, работающих в продолжительном режиме на высотах до 20 км, можно исходить из рекомендаций М. М. Красношапки [20] относительно плотности тока в обмотках статора синхронных генераторов. В генераторах мощностью от 12 до 80 кВт·А, охлаждаемых путем продува, плотность тока выбирается в пределах $j_1 =$

$= 12 \cdot 10^6 \div 15 \cdot 10^6 \text{ А/м}^2$. При мощностях от 1 до 12 кВ·А и самовентиляции рекомендуется плотность тока в обмотке статора $j_1 = 7 \cdot 10^6 \div 10 \cdot 10^6 \text{ А/м}^2$ [3].

Для расчета основных размеров трапецеидального паза статора ранее были получены формулы (3.9) — (3.11). При использовании этих формул необходимо задаваться относительной высотой паза.

В генераторах малой мощности размеры пазов малы и минимальная ширина паза лимитируется диаметром провода и допустимым значением ширины закраины $b_{зк\text{пл}}$:

$$b_{\text{пл мин}} = d + 2(\Delta_{\text{и}} + \Delta_{\text{п.и}}) + 2b_{\text{зкпл}} + (0,3 \div 0,4) 10^{-3} \quad (5.13)$$

или $b_{\text{пл мин}} = d + \alpha^*$,

где α^* — практически постоянная величина,

$$\alpha^* = 2(\Delta_{\text{и}} + \Delta_{\text{п.и}}) + 2b_{\text{зкпл}} + (0,3 \div 0,4) 10^{-3}.$$

Здесь $\Delta_{\text{и}}$ — толщина изоляции провода, а $b_{\text{зкпл}} = 0,4 \cdot 10^{-3} \text{ м}$.

В рассматриваемом случае относительная высота паза однозначно определяется плотностью тока в обмотке статора.

Чтобы установить зависимость между этими двумя величинами, представим, исходя из формулы (3.8), относительную высоту паза в виде

$$h_{\text{ол}} = \frac{2h_{\text{пл}}}{b_{\text{пл мин}} + b_{\text{пл макс}} + 2h_{\text{пл}} \operatorname{tg}(0,5\alpha_{\text{пл}})} \quad (5.14)$$

Из выражения (5.14) следует, что

$$\frac{1}{h_{\text{ол}}} = \frac{b_{\text{пл макс}}}{h_{\text{пл}}} + \operatorname{tg}(0,5\alpha_{\text{пл}}).$$

Подставив в последнюю формулу $b_{\text{пл мин}} = d + \alpha^*$ и из выражения (3.6)

$$h_{\text{пл}} = b_{\text{пл макс}} \left(\operatorname{ctg} \frac{\alpha_{\text{пл}}}{2} \right) \left(\sqrt{0,25 + \frac{s_{\text{пл}}}{b_{\text{пл мин}}^2} \operatorname{tg}^2 \frac{\alpha_{\text{пл}}}{2}} - 0,5 \right),$$

получим

$$\frac{1}{h_{\text{ол}}} = \operatorname{tg} \frac{\alpha_{\text{пл}}}{2} \left[\frac{1}{\sqrt{0,25 + \frac{s_{\text{пл}}}{(d + \alpha^*)^2} \operatorname{tg}^2 \frac{\alpha_{\text{пл}}}{2}} - 0,5} + 1 \right] \quad (5.15)$$

Здесь множитель при $\operatorname{tg}(\alpha_{\text{пл}}/2)$ в знаменателе является функцией плотности тока в обмотке статора:

$$\begin{aligned} \frac{s_{\text{пл}}}{(d + \alpha^*)^2} &= \frac{2\omega_{\text{с1}} I_1}{k_{31} \left(1,272 \frac{I_1}{j_1} + 2,256\alpha^* \sqrt{\frac{I_1}{j_1}} + \alpha^{*2} \right)} = \\ &= \frac{2\omega_{\text{с1}} I_1}{k_{31} (1,272 I_1 + \alpha^{*2} j_1 + 2,256\alpha^* \sqrt{j_1 I_1})}, \end{aligned} \quad (5.16)$$

где $k_{з.н}$ — коэффициент заполнения паза медью, являющийся функцией диаметра провода. Для проводов с тонкослойной изоляцией типа ПЭВ-2 $k_{з.н} = 0,32 \div 0,43$. Величина коэффициента заполнения паза медью возрастает с увеличением диаметра провода.

Из полученных выражений следует, что при заданных I_1 , z_1 , $\omega_{с1}$ плотность тока j_1 однозначно определяет относительное значение высоты паза статора, если $b_{н1 \text{ мин}}$ рассчитывается по формуле (5.13).

Задаваясь рядом значений плотности тока и определяя соответствующие им высоту и ширину паза, можно определить максимальное значение плотности тока, исходя из рекомендаций относительно h_{01} .

5.5. Активные сопротивления фаз статора и ротора асинхронного генератора

Активное сопротивление фазы статора r_1 определяется как произведение омического сопротивления фазы $r_{1 \text{ ом}}$ (сопротивления при постоянном токе) и коэффициента γ , характеризующего увеличение сопротивления за счет неравномерного распределения плотности переменного тока по сечению провода

$$r_1 = \gamma r_{1 \text{ ом}}. \quad (5.17)$$

Омическое сопротивление фазы рассчитывается по формуле

$$r_{1 \text{ ом}} = \frac{\rho_{\text{с}} \omega l_{\text{в1}}}{s_{\text{м}} a_{\text{пр1}}}, \quad (5.18)$$

где $\rho_{\text{с}}$ — удельное сопротивление меди, Ом·м; $l_{\text{в1}}$ — средняя длина витка обмотки статора, м; $s_{\text{м}}$ — площадь поперечного сечения меди провода, м²; $a_{\text{пр1}}$ — число параллельных ветвей обмотки.

Удельное сопротивление меди при температуре 293 К равняется $0,175 \cdot 10^{-7}$ Ом·м. Удельное сопротивление меди при температуре T , измеренной в К, выражается через удельное сопротивление при температуре 293 К следующим образом:

$$\rho_{\text{с}} = \rho_{\text{с}293} [1 + \alpha_T (T - 293)]. \quad (5.19)$$

Таблица 5.3

Значения удельного сопротивления меди при различных температурах обмотки

$T, \text{ К}$	293	348	430	473	493
$\rho_{\text{с}}, \text{ Ом} \cdot \text{ м}$	$0,175 \cdot 10^{-7}$	$0,214 \cdot 10^{-7}$	$0,271 \cdot 10^{-7}$	$0,301 \cdot 10^{-7}$	$0,315 \cdot 10^{-7}$
$\rho_{\text{с}}, \text{ Ом} \cdot \text{ м}$	513	533	553	573	623
$T, \text{ К}$	$0,329 \cdot 10^{-7}$	$0,343 \cdot 10^{-7}$	$0,357 \cdot 10^{-7}$	$0,371 \cdot 10^{-7}$	$0,406 \cdot 10^{-7}$

Здесь α_T — температурный коэффициент сопротивления, для меди $\alpha_T = 0,004$.

Значения удельного сопротивления меди для ряда температур приведены в табл. 5.3.

Средняя длина витка обмотки статора может быть определена приближенно:

$$l_{\text{вд}} = 2(l + 1,5\tau). \quad (5.20)$$

Здесь принято, что длина лобового соединения $l_{\text{л1}} \approx 1,5\tau$.

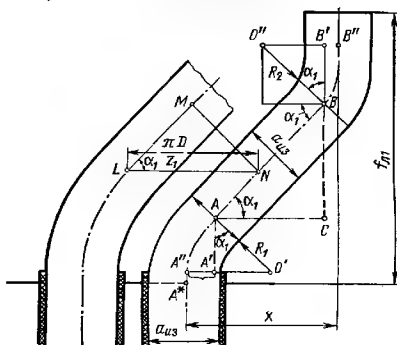


Рис. 5.3. График для расчета длины лобовых соединений обмотки статора

При выполнении обмотки прямоугольным проводом длина витка может быть определена более точно [5] как удвоенная сумма длины активной части и длины лобового соединения: $l_{\text{в1}} = 2(l + l_{\text{л1}})$.

Как следует из рис. 5.3, $l_{\text{л1}}$ можно представить приближенно в виде суммы длин прямолинейных участков A^*A'' , AB и дуг окружностей $A''A$, BB'' :

$$l_{\text{л1}} = 2(A^*A'' + AB + A''A + BB'').$$

Используя обозначения на рис. 5.3, нетрудно показать, что

$$A''A + BB'' = \frac{0,5\pi - \alpha_1}{2\pi} 2\pi \left(R_1 + \frac{a_{13}}{2} \right) + \\ + \frac{0,5\pi - \alpha_1}{2\pi} 2\pi \left(R_2 + \frac{a_{13}}{2} \right) = (0,5\pi - \alpha_1) A^*,$$

где

$$A^* = R_1 + R_2 + a_{13};$$

$$AB = \frac{AC}{\cos \alpha_1} = \frac{x - A'A'' - B'B''}{\cos \alpha_1} =$$

$$= \frac{x - (R_1 + 0,5a_{из})(1 - \sin \alpha_1) - (R_2 + 0,5a_{из})(1 - \sin \alpha_1)}{\cos \alpha_1} =$$

$$= \frac{x - A^*(1 - \sin \alpha_1)}{\cos \alpha_1},$$

и выражение для длины лобового соединения можно представить в виде

$$l_{л1} = 2 \frac{x - A^*(1 - \sin \alpha_1)}{\cos \alpha_1} + 2(0,5\pi - \alpha_1) A^* + (3 \div 5) 10^{-3}. \quad (5.21)$$

Здесь принято, что длина активного проводника превышает длину статора на $A^*A'' = \frac{(3 \div 5) 10^{-3}}{2}$ м.

Вылет лобовой части $f_{л1}$ может быть представлен приближенно в виде суммы

$$f_{л1} = A'A + CB + BB' + (3 \div 5) 10^{-3} - (R_1 + 0,5a_{из}) \cos \alpha_1 +$$

$$+ AB \sin \alpha_1 - (R_2 + 0,5a_{из}) \cos \alpha_1 + (3 \div 5) 10^{-3} - A^* \cos \alpha_1 +$$

$$+ [x - A^*(1 - \sin \alpha_1)] \operatorname{tg} \alpha_1 + (3 \div 5) 10^{-3},$$

или

$$f_{л1} = (x - A^*) \operatorname{tg} \alpha_1 + \frac{A^*}{\cos \alpha_1} + (3 \div 5) 10^{-3}. \quad (5.22)$$

Длина и вылет лобовых частей являются функциями α_1 , x , A^* . Эти величины могут быть выражены через известные параметры и размеры генератора.

Например, как следует из треугольника LMN (см. рис. 5.3),

$$\sin \alpha_1 = \frac{MN}{LN} = \frac{(a_{из} + \Delta_n) z_1}{\pi(D + 2h_{з1} + 2\delta - 2\Delta_{г.и} - b_{из})},$$

где Δ_n — зазор между лобовыми частями катушек, $\Delta_n = (0,1 \div 0,4) 10^{-3}$ м.

Расстояние x выражается через размеры генератора и относительное значение шага обмотки следующим образом:

$$x = \frac{\pi[D + 2(h_{з1} + \delta - \Delta_{г.и}) - b_{из}]y}{2p}.$$

Радиусы R_1 и R_2 принимаются равными $(2 \div 4) 10^{-3}$ м.

Входящий в выражение (5.17) коэффициент

$$\gamma = 1 + \frac{n^2 - 0,2}{15,25(1 + \xi')} (100d)^4 \left(\frac{f_1}{50}\right)^2 \quad (5.23)$$

для проводов круглого сечения и

$$\gamma = 1 + \frac{n^2 - 0,2}{9(1 + \xi')} (100b)^4 \left(\frac{f_1}{50} \right)^2 \quad (5.24)$$

для проводов прямоугольного сечения.

В двух последних формулах приняты следующие обозначения: d , b — соответственно диаметр и высота неизолированного провода; n — число проводников, расположенных друг над другом по высоте паза (при проводах прямоугольного сечения $n = 2$); ξ' — отношение длины лобового соединения к длине генератора, $\xi' = \frac{l_{л1}}{l} \approx 1,5 \frac{\tau}{l}$.

При анализе происходящих в асинхронной машине процессов обмотка ротора типа «беличья клетка», как было указано ранее, заменяется эквивалентной многофазной обмоткой.

Активное сопротивление фазы этой обмотки определяется исходя из условия равенства потерь в действительной и эквивалентной обмотках, по формуле

$$r_2 = \frac{1}{p} \left[r_{ст} + \frac{2r_k}{\left(2 \sin \frac{\pi p}{z_2} \right)^2} \right], \quad (5.25)$$

где $r_{ст}$ — сопротивление стержня; r_k — сопротивление участка кольца между двумя стержнями.

При этом

$$r_{ст} = \frac{\rho_s l_{ст}}{s_{ст}}; \quad (5.26)$$

$$r_k = \frac{\rho_s \pi D_k}{z_2 s_k}. \quad (5.27)$$

Здесь $l_{ст}$ — длина стержня, которая при расчетах может быть принята равной длине статора генератора, $l_{ст} \approx l$; $s_{ст}$ и s_k — соответственно площади поперечного сечения стержня и кольца ротора.

Удельное сопротивление меди обмотки ротора определяется с помощью выражения (5.19).

При расчетах величин, характеризующих асинхронную машину, исходят из сопротивлений фазы ротора, приведенных к параметрам обмотки статора.

Приведенное активное сопротивление фазы ротора r_2' определяется умножением действительного значения этого сопротивления на коэффициент приведения сопротивлений:

$$r_2' = r_2 \frac{m_1}{m_2} \left(\frac{w_1 k_{с1} a_{np2}}{w_2 k_{с2} a_{np1}} \right)^2.$$

Так как для обмотки типа «беличья клетка» $m_2 = z_2/p$, $k_{об2} \approx 1$, число витков в фазе ротора $w_2 = 0,5 p$, число параллельных ветвей обмотки ротора $a_{вр2} = p$, то, учитывая формулу (5.25), получим

$$r'_2 = \frac{4m_1(w_1 k_{об1})^2}{a_{вр1}^2 z_2} \left[r_{ст} + \frac{2r_k}{\left(2 \sin \frac{\pi p}{z_2}\right)^2} \right], \quad (5.28)$$

или

$$r'_2 = \frac{W^2}{m_1 z_2} \left[r_{ст} + \frac{2r_k}{\left(2 \sin \frac{\pi p}{z_2}\right)^2} \right]. \quad (5.29)$$

5.6. Индуктивные сопротивления рассеяния фаз статора и ротора

Индуктивные сопротивления рассеяния фаз статора и ротора обусловлены магнитными потоками рассеяния этих частей машины и магнитными потоками высших гармоник результирующей м. д. с. генератора (дифференциальное рассеяние).

Условно принимают, что магнитные потоки рассеяния статора и ротора состоят из двух частей: пазовых потоков, магнитные линии которых проходят поперек пазов статора и ротора и охватывают находящиеся в этих пазах проводники, и потоков рассеяния вокруг лобовых частей.

В соответствии с этим выражение индуктивного сопротивления рассеяния фазы статора имеет вид

$$x_1 = 1,58 \cdot 10^{-5} f_1 \frac{w_1^2}{pq_1 a_{вр1}^2} [(\lambda_{п1} + \lambda_{д1}) l + \lambda_{л1} l_{л1}] \sigma_{с1}, \quad (5.30)$$

где $\lambda_{п1}$ — коэффициент магнитной проводимости паза статора; $\lambda_{д1}$ — коэффициент магнитной проводимости дифференциального рассеяния; $\lambda_{л1}$ — коэффициент магнитной проводимости лобовых частей обмотки статора.

Коэффициенты магнитной проводимости — безразмерные величины, характеризующие удельные (на единицу длины) магнитные проводимости для потоков рассеяния паза, лобовых частей и для потоков высших гармоник результирующей м. д. с. генератора.

Коэффициент магнитной проводимости паза различен для пазов разной формы и является функцией размеров паза и относительного значения шага обмотки.

Величина коэффициента магнитной проводимости паза при двухслойной обмотке определяется по формуле

$$\lambda_{п1} = 0,25 \left[\frac{k_1^* b + 2\Delta_{п1} + \Delta_{п1}}{b_{п1}} + k_2^* \left(\frac{2\Delta_{л1} + \Delta_{л1}}{b_{л1}} + \frac{2\Delta_k}{b_{л1} + b_{м1}} + \frac{h_{y1}}{b_{л1}} \right) \right] \quad (5.31a)$$

для пазов прямоугольной формы (рис. 5.4, а) и по формуле

$$\lambda_{\text{н1}} = 0,25 \left[\frac{0,667h_1}{b_{\text{н1 макс}} + b_{\text{н1}}} + \frac{\Delta_{\text{н}}}{b_{\text{н1}}} + \frac{k_3^* h_3}{b_{\text{н1}} + b_{\text{н1 мин}}} + \right. \\ \left. + k_2^* \left(\frac{2\Delta_{\text{гк}}}{b_{\text{н1 мин}}} + \frac{2\Delta_{\text{к}}}{b_{\text{н1 мин}} + b_{\text{щ1}}} + \frac{h_{\text{г1}}}{b_{\text{н1}}} \right) \right] \quad (5.316)$$

для пазов трапецидальной формы (рис. 5.4, б).

В двух последних формулах приняты обозначения: $\Delta_{\text{к}}$ — толщина изоляции провода; $\Delta_{\text{н}}$ — толщина изоляционной прокладки между двумя слоями обмотки.

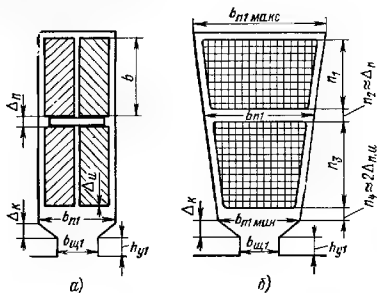


Рис. 5.4. Сечение пазов статора асинхронного генератора:

а — прямоугольное, б — трапецидальное

Коэффициенты k_1^* , k_2^* , k_3^* являются функциями относительного значения шага обмотки:

$$k_1^* = 1,5y + 1,17, \quad k_2^* = 3y + 1,00, \quad k_3^* = 3y + 1,67.$$

Размеры h_1 , h_3 , входящие в выражение (5.316), определяются по чертежу трапецидального паза.

Коэффициент магнитной проводимости дифференциального рассеяния

$$\lambda_{\text{н1}} = \frac{0,478q_1 D}{pk_{\text{в}} \delta'} \sum_v \left(\frac{k_{\text{сбв}}}{v} \right)^2, \quad (5.32)$$

где $k_{\text{н}}$ — коэффициент насыщения, представляющий собой отношение суммы м. д. с. воздушного зазора, зубцовых зон статора и ротора к м. д. с. воздушного зазора.

Сумма квадратов отношений обмоточных коэффициентов гармоник к нормам этих гармоник является функцией числа пазов

на полюс и фазу и относительного значения шага обмотки. Значения этой суммы приведены в табл. 5. 4.

Таблица 5. 4

Значения $\Sigma(k_{\text{осв}}/\nu)^2$ при различных числах пазов на полюс и фазу
и относительных шагах обмотки

y	1,000	0,916	0,890	0,833	0,780	0,750	0,666
$q_1=2$	0,0265	—	—	0,0205	—	—	0,0199
$q_1=3$	0,0129	—	0,0103	—	0,009	—	0,0097
$q_1=4$	0,0082	0,0066	—	0,0055	—	0,0054	0,0061

Коэффициент магнитной проводимости лобовых частей обмотки статора зависит от числа пазов на полюс и фазу, а также от относительного значения шага обмотки и может быть рассчитан по формуле

$$\lambda_{\text{л}} = (0,42 : 0,18y)q_1. \quad (5.33)$$

Влияние скоса пазов, приводящего к увеличению индуктивных сопротивлений рассеяния обмоток статора и ротора, учитывается в выражении (5. 30) коэффициентом $\sigma_{\text{с1}}$.

При практических расчетах этот коэффициент может быть определен приближенно по формуле

$$\sigma_{\text{с1}} = 1 + 1,646 \left(\frac{\bar{p}\bar{c}_2}{z_1} \right)^2 \frac{1}{x_{\text{сн}} k_{i\mu}}, \quad (5.34)$$

если скошены пазы ротора, и по формуле

$$\sigma_{\text{с1}} = 1 + 1,646 \left(\frac{\bar{p}\bar{c}_1}{z_2} \right)^2 \frac{1}{x_{\text{сн}} k_{i\mu}}, \quad (5.35)$$

если скошены пазы статора.

Здесь через $x_{\text{сн}}$ обозначено индуктивное сопротивление статора при прямых пазах, выраженное в относительных единицах — в долях от сопротивления U_1/I_1 :

$$x_{\text{сн}} = \frac{x_{\text{лн}} I_1}{U_1}. \quad (5.36)$$

Сопротивление $x_{\text{лн}}$ определяется с помощью выражения (5. 30), если в нем положить $\sigma_{\text{с1}}=1$.

Если индуктивное сопротивление статора определяется до расчета магнитной цепи, то при вычислении $\sigma_{\text{с1}}$ необходимо задаться приближенно кратностью намагничивающего тока $k_{i\mu}$ исходя из значения коэффициента мощности генератора.

Индуктивное сопротивление рассеяния фазы ротора с обмоткой типа «беличья клетка» рассчитывается по формуле

$$x_2 = 0,79 \cdot 10^{-5} \frac{f_1}{p} [(\lambda_{n2} - \lambda_{r2}) l + A_{r2}] \tau_{r2} \quad (5.37)$$

Входящий в это выражение коэффициент магнитной проводимости паза ротора

$$\lambda_{n2} = 0,62 \left| \frac{h_{y2}^2}{b_{n2}} \right| \quad (5.38)$$

для круглого паза (см. рис. 3. 1, б) и

$$\lambda_{n2} = \frac{h_{n2}^2}{3b_{n2}} + \frac{h_{y2}^2}{b_{n2}} \quad (5.39)$$

для прямоугольного паза (см. рис. 3. 1, а).

Выражение коэффициента магнитной проводимости дифференциального рассеяния для ротора имеет вид

$$i_{r2} = \frac{z_2 D}{12,57 p^2 k_n \delta'} \sum_v \left(\frac{1}{2 \frac{z_2}{2p} v + 1} \right)^2 \quad (5.40)$$

Значения входящей в это выражение суммы для различных величин $z_2/2p$ приведены в табл. 5. 5 и представлены в виде графика на рис. 5. 5.

Таблица 5. 5

Значения суммы $\sum_v \left(\frac{1}{2 \frac{z_2}{2p} v + 1} \right)^2$ при различных $\frac{z_2}{2p}$

$z_2/2p$	3	4	5	6	7	8	9	10
$\sum_v$	0,0970	0,0530	0,0360	0,0230	0,0170	0,0130	0,0100	0,0083

Продолжение

$z_2/2p$	12	15	20	25	30	40	50	∞
$\sum_v$	0,0057	0,0036	0,0021	0,0013	0,0009	0,0005	0,0003	0,0000

Проводимость рассеяния лобовых частей обмотки ротора типа «беличья клетка» определяется по формуле

$$A_{r2} = \frac{3,32 D_k}{z_2 \left(2 \sin \frac{\pi p}{z_2} \right)^2} \lg \frac{2,35 D_k}{h_k + 2b_k} \quad (5.41)$$

где b_k — ширина кольца ротора; h_k — высота этого кольца

Коэффициент σ_{c2} , с помощью которого учитывается увеличение индуктивного сопротивления рассеяния фазы обмотки ротора за счет скоса пазов, определяется по формуле

$$\sigma_{c2} = 1 + 1,646 \left(\frac{\tilde{p}c_2}{z_1} \right)^2 \frac{1}{x'_{rн} k_{t\mu}} \quad (5.42)$$

при скошенных пазах ротора и по формуле

$$\sigma_{c2} = 1 + 1,646 \left(\frac{\tilde{p}c_1}{z_2} \right)^2 \frac{1}{x'_{rн} k_{t\mu}} \quad (5.43)$$

при скошенных пазах статора.

Здесь через $x'_{rн}$ обозначено относительное значение приведенного индуктивного сопротивления рассеяния фазы ротора при прямых пазах

$$x'_{rн} = \frac{x'_{2н} I_1}{U_1}.$$

Сопротивление $x'_{2н}$ определяется с помощью выражения (5.44), в котором принимается $\sigma_{c2} = 1$.

Приведение индуктивного сопротивления рассеяния фазы ротора к параметрам обмотки статора осуществляется таким же образом, как и активного сопротивления:

$$x'_2 = x_2 \frac{m_1}{m_2} \left(\frac{w_1 k_{o61} a_{np2}}{w_2 k_{o62} a_{np1}} \right)^2.$$

Выражение приведенного индуктивного сопротивления рассеяния фазы ротора имеет вид

$$x'_2 = \frac{4 p m_1 (w_1 k_{o61})^2}{z_2 a_{np1}^2} 0,79 \cdot 10^{-5} \frac{f_1}{p}$$

$$[(\lambda_{н2} + \lambda_{л2}) l + \Lambda_{л2}] \sigma_{c2},$$

или

$$x'_2 = \frac{0,79 \cdot 10^{-5} f_1 W^2}{m_1 z_2} \times \\ \times [(\lambda_{н2} + \lambda_{л2}) l + \Lambda_{л2}] \sigma_{c2}. \quad (5.44)$$

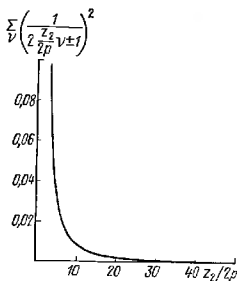


Рис. 5.5. График для определения коэффициента магнитной проводимости дифференциального рассеяния обмотки ротора

МАГНИТНАЯ ЦЕПЬ АСИНХРОННОГО ГЕНЕРАТОРА

6.1. Электротехнические стали, используемые для изготовления магнитопровода генератора

Для изготовления пакетов статора и ротора асинхронного генератора при частоте 400 Гц целесообразно использовать электротехнические стали марок Э31 или Э41, у которых толщина листа равна $0,35 \cdot 10^{-3}$ м. Э31 — повышеенолегируванная сталь с нормальными удельными потерями при перемагничивании с частотой 50 Гц. Э41 — высоколегируванная сталь с нормальными удельными потерями при перемагничивании с частотой 50 Гц.

При частотах 1000 Гц и выше для уменьшения потерь можно применять сталь марки Э44. Э44 — высоколегируванная сталь с нормальными удельными потерями при перемагничивании с частотой 400 Гц. При частотах, превышающих 1000 Гц, следует использовать стальные листы толщиной $0,2 \cdot 10^{-3}$ м.

Электромагнитные свойства этих сталей по данным ГОСТ 802—58 приведены в табл. 6.1 и 6.2.

Таблица 6.1

Характеристики сталей Э31, Э41

Марка стали	Толщина листа, м	Магнитная индукция в T при напряженности магнитного поля в А/м (не менее)					Удельные потери, Вт/кг (не более)	
		$B(H=1000)$	$B(H=2500)$	$B(H=5000)$	$B(H=10000)$	$B(H=30000)$	$P_{1/50}$	$P_{1,5/50}$
Э31	$0,5 \cdot 10^{-3}$	—	1,46	1,57	1,72	1,94	2,0	4,4
Э31	$0,35 \cdot 10^{-3}$	—	1,46	1,57	1,72	1,94	1,6	3,6
Э41	$0,5 \cdot 10^{-3}$	1,30	1,46	1,57	1,70	1,90	1,5	3,5
Э41	$0,35 \cdot 10^{-3}$	1,30	1,46	1,57	1,70	1,90	1,35	3,0

В двух последних столбцах табл. 6.1 приведены значения удельных потерь в сталях при частоте перемагничивания 50 Гц и значениях магнитной индукции соответственно 1 Т и 1,5 Т.

Удельные потери, приведенные в табл. 6.2, относятся к частоте 400 Гц и магнитным индукциям 0,75 Т и 1,0 Т.

Кривые намагничивания сталей Э31 и Э41 заданы в виде таблиц, помещенных в приложении (табл. П9, П11).

Для определения напряженности магнитного поля с помощью таблицы необходимо значение магнитной индукции представить в виде трехзначного числа. Значение напряженности магнитного

поля находится на пересечении строки, в начале которой стоят две первые цифры этого числа, и столбца, озаглавленного третьей цифрой.

Таблица 6.2

Характеристики стали Э44

Марка стали	Толщина листа, м	Магнитная индукция в T при напряженности поля в А/м (не менее)			Удельные потери, Вт/кг (не более)		Удельное сопротивление, Ом·м
		B ($H=500$)	B ($H=1000$)	B ($H=2500$)	$P_{0,75/400}$	$P_{1/400}$	
Э44	$0,35 \cdot 10^{-3}$	1,21	1,30	1,44	10,7	19,0	$0,57 \cdot 10^{-6}$
Э44	$0,2 \cdot 10^{-3}$	1,20	1,29	1,42	7,2	12,5	$0,57 \cdot 10^{-6}$
Э44	$0,1 \cdot 10^{-3}$	1,19	1,28	1,40	6	10,5	$0,57 \cdot 10^{-6}$

Пакеты статора и ротора набираются из отдельных листов электротехнической стали, изолированных друг от друга. Вследствие этого длина пакета стали получается больше произведения толщины листа на число листов в пакете. Величина коэффициента заполнения пакета сталью (отношения суммарной толщины стальных листов к длине пакета) зависит от толщины листа и типа изоляции (табл. 6.3).

Таблица 6.3

Значения коэффициента заполнения пакета сталью k_s

Тип изоляции	Толщина листа, м			
	$0,2 \cdot 10^{-3}$	$0,35 \cdot 10^{-3}$	$0,5 \cdot 10^{-3}$	$1,0 \cdot 10^{-3}$
Лак	0,88	0,93	0,95	0,97
Оксидировка	0,90	0,95	0,96	0,98

6.2. Расчет магнитной цепи

Целью расчета магнитной цепи является определение намагничивающего тока I_m , обуславливающего м. д. с. асинхронного генератора

$$F = 0,9 \frac{m_1 w_1 k_{об1}}{p a_{\text{нр1}}} I_m = 0,45 \frac{W}{p} I_m.$$

Из этого выражения следует, что для определения намагничивающего тока

$$I_m = \frac{pF}{0,45W} \quad (6.1)$$

необходимо рассчитать м. д. с. F , которую можно рассматривать как сумму м. д. с. отдельных участков магнитной цепи асинхронного генератора: воздушного зазора F_δ , соответственно зубцовых зон и спинки статора $F_{\delta 1}$, F_{c1} , соответственно зубцовых зон и спинки ротора $F_{\delta 2}$, F_{c2} :

$$F = F_\delta + F_{\delta 1} + F_{c1} + F_{\delta 2} + F_{c2}. \quad (6.2)$$

М. д. с. воздушного зазора прямо пропорциональна максимальному значению магнитной индукции в воздушном зазоре, длине воздушного зазора и коэффициенту воздушного зазора:

$$F_\delta = 1,6 \cdot 10^6 B_\delta \delta k_\delta. \quad (6.3)$$

С помощью коэффициента воздушного зазора учитывается увеличение магнитного сопротивления воздушного зазора, обусловленное зубчатостью статора и ротора асинхронного генератора.

Коэффициент воздушного зазора определяется как произведение соответствующих коэффициентов статора и ротора

$$k_\delta = k_{\delta 1} k_{\delta 2}, \quad (6.4)$$

которые выражаются через геометрические размеры генератора:

$$k_{\delta 1} = \frac{t_{\delta 1}}{t_{\delta 1} - \frac{\left(\frac{b_{m1}}{\delta}\right)^2}{5 + \frac{b_{m1}}{\delta}}}; \quad (6.5)$$

$$k_{\delta 2} = \frac{t_{\delta 2}}{t_{\delta 2} - \frac{\left(\frac{b_{m2}}{\delta}\right)^2}{5 + \frac{b_{m2}}{\delta}}}. \quad (6.6)$$

Здесь $t_{\delta 1}$, $t_{\delta 2}$ — зубцовые деления статора и ротора,

$$t_{\delta 1} = \frac{\pi D}{z_1}; \quad (6.7)$$

$$t_{\delta 2} = \frac{\pi (D - 2\delta)}{z_2}. \quad (6.8)$$

Для определения м. д. с. воздушного зазора необходимо использовать уточненное значение магнитной индукции B_δ .

Если B_δ является исходной расчетной величиной и для определения главных размеров генератора используется уравнение

(4.8), то уточненное значение B_δ рассчитывается с помощью выражений

$$\Phi = \frac{cU_1 a_{\text{пр1}}}{4k_\Phi k_{\text{сб1}} w_1 f_1}; \quad (6.9)$$

$$B_\delta = \frac{\Phi}{a \tau l}. \quad (6.10)$$

где k_Φ — коэффициент формы кривой поля, определяемый по графику (рис. 6.1) в соответствии с принятым значением α .

Если же исходной величиной при расчете асинхронного генератора является магнитная индукция $B_{\text{эл макс}}$, то необходимо предварительно уточнить значение этой

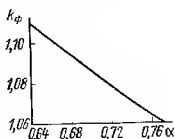


Рис. 6.1. График зависимости коэффициента формы кривой поля от расчетного коэффициента полюсного перекрытия

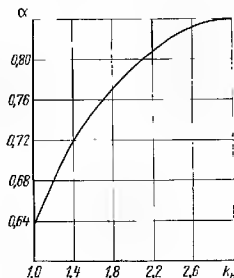


Рис. 6.2. График зависимости расчетного коэффициента полюсного перекрытия от коэффициента насыщения

магнитной индукции

$$B_{\text{эл макс}} = \frac{c p U_1 a_{\text{пр1}}}{6,98 a k_{\gamma k_{\text{сб1}}} \tau l f_1 A}, \quad (6.11)$$

а затем уже определять B_δ по формуле (4.16).

Уточнение магнитных индукций производится для учета отклонения действительной величины коэффициента c , определяемой по формуле (2.13), от значения, которое было принято в начале расчета.

В формулы (6.10), (6.11) входит расчетный коэффициент полюсного перекрытия α . При расчетах электрических машин обычно считают, что α является функцией лишь коэффициента насыщения (рис. 6.2). Однако исследования, выполненные в последнее время [37], показали, что величина α существенно зависит также от отношения суммы м. д. с. статор (статора и ротора) и м. д. с. воздушного зазора. Чем больше относительное значение м. д. с. статор, тем меньше величина α (рис. 6.3).

При расчете асинхронного генератора величиной α приходится задаваться. После того как выполнен расчет магнитной цепи, необходимо вычислить относительные значения м. д. с. зубцовых слоев

$$k'_n = \frac{F_{z1} + F_{z2}}{F_\delta} \quad k_n = 1$$

и м. д. с. СПИНОК

$$k_{cn} = \frac{F_{c1} + F_{c2}}{F_\delta}$$

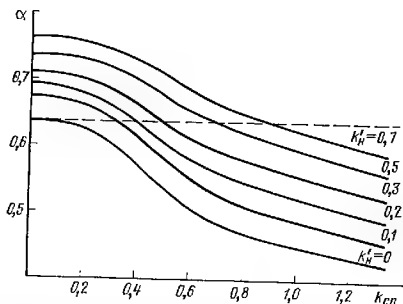


Рис. 6.3. График зависимостей расчетного коэффициента полюсного перекрытия от относительного значения м. д. с. спинка статора и ротора при различных относительных значениях м. д. с. зубцовых зон

и, используя графики на рис. 6.3, определить соответствующую этим м. д. с. величину α . При существенном отклонении ее от исходного значения необходимо уточнить значения магнитных индукций (6.10), (6.11), (4.16) и повторить расчет магнитной цепи.

М. д. с. зубцового слоя статора при трапецидальных зубцах равняется удвоенному произведению высоты зубца на среднее значение напряженности магнитного поля в зубце H_{z1c} :

$$F_{z1} = 2h_{z1}H_{z1c} \quad (6.12)$$

Последнее выражается через напряженности магнитного поля в трех сечениях зубца, соответствующих максимальному, среднему и минимальному значениям его ширины:

$$H_{z1c} = \frac{H_{z1 \text{ мин}} + 4H_{z1 \text{ ср}} + H_{z1 \text{ макс}}}{6} \quad (6.13)$$

Напряженность магнитного поля в каждом из трех сечений зубца статора определяется по кривой намагничивания стали. Для этого необходимо предварительно определить магнитные индукции в этих сечениях зубца.

Максимальное значение магнитной индукции в зубце статора определяется по формуле (6.11) либо величиной его задаются ($B'_{\text{з1 макс}} = 1,70 \div 2,15 \text{ Т}$).

Магнитные индукции в двух остальных сечениях зубца выражаются через $B_{\text{з1 макс}}$:

$$B_{\text{з1 ср}} = B_{\text{з1 макс}} \frac{b_{\text{з1 мин}}}{b_{\text{з1 ср}}}; \quad (6.14)$$

$$B_{\text{з1 мин}} = B_{\text{з1 макс}} \frac{b_{\text{з1 мин}}}{b_{\text{з1 макс}}}. \quad (6.15)$$

Для зубцов постоянной ширины расчет м. д. с. зубцовой зоны статора упрощается, так как напряженность магнитного поля в любом сечении зубца постоянна и $H_{\text{з1с}}$ в выражении (6.12) представляет собой действительное значение напряженности магнитного поля в зубце $H_{\text{з1с}} = H_{\text{з1}}$.

Если максимальное значение магнитной индукции в зубце превышает 1,8 Т, то сталь зубца насыщается, магнитное сопротивление его становится большим, и часть магнитного потока проходит по пазу.

При этом значения магнитных индукций, определяемые по приведенным выше формулам (6.11), (6.14), (6.15), называются расчетными значениями и отмечаются штрихами. Действительное значение магнитной индукции меньше расчетного. Оно выражается через расчетное $B'_{\text{з1}}$ следующим образом:

$$B_{\text{з1}} = B'_{\text{з1}} - 1,256 \cdot 10^{-6} k_{\text{ц}} H_{\text{з1}}. \quad (6.16)$$

Здесь $k_{\text{ц}}$ — зубцовый коэффициент, равный отношению площадей паза и зубца в данном сечении:

$$k_{\text{ц}} = \frac{s_{\text{п}}}{s_{\text{з}}} = \frac{b_{\text{п1}}}{k_{\text{з}} b_{\text{з1}}},$$

где $b_{\text{п1}}$ — ширина паза статора; $b_{\text{з1}}$ — ширина зубца статора.

Для трех сечений зубца статора он вычисляется следующим образом:

$$\begin{aligned} k_{\text{п1 мин}} &= \frac{t_{\text{з1 мин}}}{b_{\text{з1 мин}} k_{\text{з}}} = 1 - \frac{\pi(D + 2h_{\text{y1}} + 2\Delta_k)}{z_1 b_{\text{з1 мин}} k_{\text{з}}} = 1, \\ k_{\text{п1 ср}} &= \frac{t_{\text{з1 ср}}}{b_{\text{з1 ср}} k_{\text{з}}} = 1 - \frac{\pi(D + h_{\text{з1}})}{z_1 b_{\text{з1 ср}} k_{\text{з}}} = 1, \\ k_{\text{п1 макс}} &= \frac{t_{\text{з1 макс}}}{b_{\text{з1 макс}} k_{\text{з}}} = 1 - \frac{\pi(D + 2h_{\text{з1}})}{z_1 b_{\text{з1 макс}} k_{\text{з}}} = 1. \end{aligned} \quad (6.17)$$

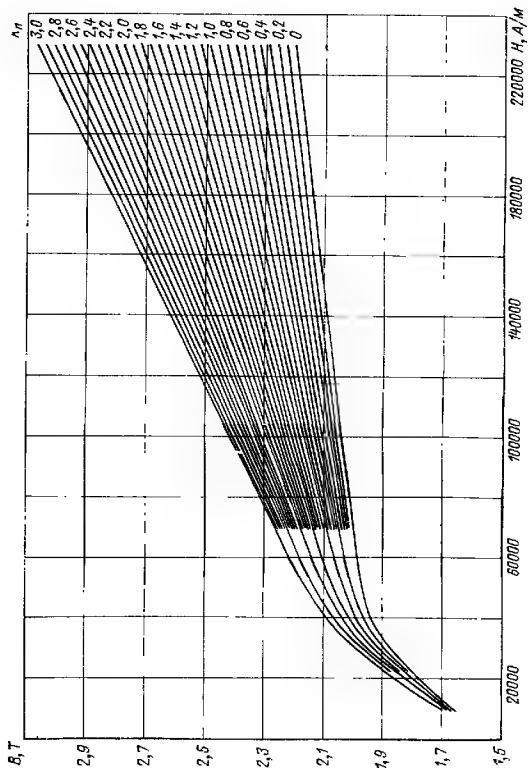


Рис 6.4. График зависимостей расчетного значения магнитной индукции в зубце от напряженности магнитного поля для сталей Э41, Э42, Э43

Для каждой стали можно построить с помощью уравнения (6.16) семейство кривых — графиков зависимости расчетного значения магнитной индукции в зубце от напряженности магнитного поля, задаваясь значениями зубцового коэффициента и используя кривую намагничивания стали.

На рис. 6.4 и 6.5 показаны два таких семейства кривых для сталей Э41, Э42, Э43 при различных диапазонах изменения расчетных значений магнитной индукции.

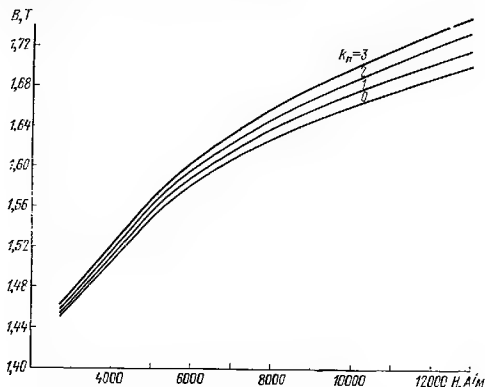


Рис. 6.5. График зависимостей расчетного значения магнитной индукции в зубце от напряженности магнитного поля для сталей Э41, Э42, Э43 (для расчетных значений магнитных индукций порядка 1,7 Т и менее)

Используя эти кривые, можно рассчитать напряженность магнитного поля в зубце, определив предварительно расчетное значение магнитной индукции и зубцовый коэффициент. Исходя из расчетного значения магнитной индукции по кривой, соответствующей данному значению зубцового коэффициента, определяем напряженность магнитного поля в зубце статора.

При отсутствии семейства кривых расчетных значений магнитной индукции в зубце, для обеспечения большей точности расчетов и при расчетах асинхронных генераторов с помощью цифровых вычислительных машин напряженность магнитного поля в зубце можно определить решением системы двух уравнений. Одним из них является уравнение (6.16), вторым — уравнение, описывающее кривую намагничивания стали.

Если кривая намагничивания стали представлена в виде графика, то система уравнений решается графо-аналитическим способом. Для этого в одной системе координат строится кривая намагничивания стали и прямая, соответствующая уравнению (6.16), как показано на рис. 6.6.

Прямая отсекает на оси ординат отрезок $oa = B'_{31}/m_B$ и проходит под углом α' к оси абсцисс. Тангенс α' равен

$$\operatorname{tg} \alpha' = \frac{1,256 \cdot 10^{-6} k_H m_H}{m_B}.$$

Здесь m_B, m_H — соответственно масштабы, принятые для магнитной индукции и напряженности магнитного поля.

Рассматриваемую прямую можно построить по двум точкам.

Одна из них располагается на оси ординат на удалении B'_{31}/m_B от начала координат (точка a на рис. 6.6). Отложив вправо от точки a горизонтальный отрезок $ab' = 0,1$ м, получим точку b' . Вниз от точки b' проводим отрезок $b'b = (0,1 \operatorname{tg} \alpha')$ параллельно оси ординат. Точка b — вторая точка прямой, соответствующей уравнению (6.16).

Систему уравнений, используемую для определения напряженности магнитного поля в зубце, легко решить аналитическим способом, используя кусочно-линейную аппроксимацию кривой намагничивания

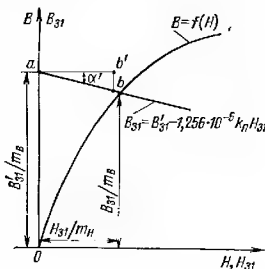


Рис. 6.6. График для расчета напряженности магнитного поля в зубцах статора и ротора при максимальном значении магнитной индукции в зубце, превышающем 1,8 Т

$$H = H_{B=0} + k_H^* B.$$

Входящие в это уравнение напряженность магнитного поля при равной нулю магнитной индукции ($H_{B=0}$) и тангенс угла наклона прямой к оси абсцисс (k_H^*) получаются различными для разных участков кривой намагничивания.

Полагая в этом уравнении $H = H_{31}$, $B = B_{31}$ и решая его совместно с уравнением (6.16), получим выражения для определения напряженности магнитного поля и магнитной индукции в зубце статора

$$H_{31} = \frac{H_{B=0} + k_H^* B'_{31}}{1 + 1,256 \cdot 10^{-6} k_H k_H^*}, \quad B_{31} = \frac{H_{31} - H_{B=0}}{k_H^*}.$$

Для определения H_{31} необходимо выбрать участок кривой намагничивания ($H_{B=0}, k_H^*$), минимальное значение магнит-

ной индукции которого было бы меньше и наиболее близко к B'_{s1} , либо следующий за ним участок (с меньшим значением магнитных индукций).

Чтобы проконтролировать правильность сделанного выбора, необходимо рассчитать B_{s1} , которая не должна выходить за границы выбранного участка.

При изменяющейся ширине зубца м. д. с. зубцовой зоны ротора

$$F_{s2} = 2h_{s2}H_{s2c}, \quad (6.18)$$

где H_{s2c} — среднее значение напряженности магнитного поля в зубце ротора.

Все указанное ранее относительно расчета напряженностей магнитного поля в зубце статора остается справедливым и для зубцов ротора.

Максимальное значение магнитной индукции в зубце ротора может быть определено по формуле

$$B_{s2\text{ макс}} = B_{s1\text{ макс}} \frac{b_{s1\text{ мин}} z_1}{b_{s2\text{ мин}} z_2}, \quad (6.19)$$

или по формуле

$$B_{s2\text{ макс}} = \frac{\pi(D - 2\delta)}{z_2 b_{s2\text{ мин}}} B_{\delta}, \quad (6.20)$$

если известно минимальное значение ширины зубца ротора (3.29), (3.45). Можно также $B_{s2\text{ макс}}$ принять в качестве исходной величины, если определяется минимальная ширина зубца ротора ($B'_{s2\text{ макс}} = 1,70 \div 2,15$ Т). Магнитные индукции в остальных сечениях выражаются через $B_{s2\text{ макс}}$:

$$B_{s2\text{ ср}} = B_{s2\text{ макс}} \frac{b_{s2\text{ мин}}}{b_{s2\text{ ср}}}; \quad (6.21)$$

$$B_{s2\text{ мин}} = B_{s2\text{ макс}} \frac{b_{s2\text{ мин}}}{b_{s2\text{ макс}}}. \quad (6.22)$$

Зубцовые коэффициенты для ротора определяются по формулам, аналогичным формуле (6.17):

$$\begin{aligned} k_{п2\text{ мин}} &= \frac{t_{s2\text{ мин}}}{b_{k2\text{ мин}} k_3} - 1 = \frac{\pi(D - 2\delta - 2h_{s2})}{z_2 b_{s2\text{ мин}} k_3} - 1, \\ k_{п2\text{ ср}} &= \frac{t_{s2\text{ ср}}}{b_{s2\text{ ср}} k_3} - 1 = \frac{\pi(D - 2\delta - h_{s2})}{z_2 b_{s2\text{ ср}} k_3} - 1, \\ k_{п2\text{ макс}} &= \frac{t_{s2\text{ макс}}}{b_{s2\text{ макс}} k_3} - 1 = \frac{\pi(D - 2\delta - 2h_{s2})}{z_2 b_{s2\text{ макс}} k_3} - 1. \end{aligned} \quad (6.23)$$

При расчете м. д. с. зубцовой зоны ротора с круглыми пазами можно использовать формулу (6.18), но вместо H_{s2c} ввести напряженность магнитного поля в сечении зубца, удаленном от

его наиболее узкой части на расстояние, равное одной третьей высоты зубца. Ширина зубца в этом сечении, которую необходимо знать для определения площади сечения зубца, определяется выражением (3.57).

М. д. с. спиннок статора и ротора соответственно определяются по формулам

$$F_{c1} = (\xi H_{c1}) L_{c1}; \quad (6.24)$$

$$F_{c2} = (\xi H_{c2}) L_{c2}, \quad (6.25)$$

где H_{c1} , H_{c2} — соответственно напряженности магнитного поля в спинках статора и ротора, соответствующие магнитным индукциям в этих спинках; L_{c1} , L_{c2} — соответственно средние длины магнитных линий в спинках статора и ротора; ξ — коэффициент, с помощью которого при расчете м. д. с. спинки учитывается уменьшение магнитной индукции в спинке по мере удаления от поперечной оси магнитного поля.

Величина напряженности магнитного поля в спинке H_{c1} , H_{c2} определяется по заданному значению магнитной индукции в спинке с помощью кривой намагничивания стали.

Коэффициент ξ является функцией магнитной индукции в спинке (B_{c1} , B_{c2}).

Для упрощения расчетов м. д. с. спиннок статора и ротора можно использовать специальные кривые намагничивания сталей для спиннок (приложения П10, П12 и П14, П16). Они представляют собой зависимости ξH_c от магнитной индукции в спинке.

Средняя длина магнитной линии в спинке статора и в спинке ротора может быть определена приближенно как часть длины окружности, соответствующей одному полюсу и проходящей по середине спинки:

$$L_{c1} = \frac{\pi D_{c1}}{2p} = \frac{\pi (D + 2h_{a1} + b_{c1})}{2p}; \quad (6.26)$$

$$L_{c2} = \frac{\pi D_{c2}}{2p} = \frac{\pi (D - 2\delta - 2h_{a2} - b_{c2})}{2p}. \quad (6.27)$$

Входящие в эти выражения высота спинки статора и высота спинки ротора могут быть определены либо по значению магнитной индукции в спинке, либо исходя из условия обеспечения заданной величины м. д. с. спинки.

В первом случае можно использовать выражения (3.61), (3.62), или полученные на их основе с учетом соотношений (4.13), (4.16) формулы

$$b_{c1} = \frac{0,786\alpha(D - D_0)}{p\xi_{c1}}; \quad (6.28)$$

$$b_{c2} = \frac{0,786\alpha (D - D_0)}{p\beta_{c2}}, \quad (6.29)$$

где

$$\beta_{c1} = \frac{B_{c1}}{B_{s1 \max}}; \quad \beta_{c2} = \frac{B_{c2}}{B_{s2 \max}}. \quad (6.30)$$

Чем больше значение магнитной индукции в спинке, тем меньше высота спинки и ее масса. Но увеличение магнитной индукции приводит к увеличению м. д. с. спинок статора и ротора, что вызывает уменьшение коэффициента мощности генератора.

Существенным является также то, что с увеличением магнитной индукции возрастают потери в спинке статора, пропорциональные B_{c1}^2 .

Значения магнитных индукций в спинках статора и ротора асинхронного генератора следует выбирать в пределах $1,2 \div 1,7 \text{ Т}$ при $f_1 = 400 \text{ Гц}$.

В некоторых случаях максимальное значение магнитной индукции в спинке статора или ротора может лимитироваться высотой спинки.

Если необходимо обеспечить определенную величину м. д. с. спинки, то, задавшись рядом значений магнитной индукции, определяют соответствующие им м. д. с. спинки и строят график зависимости м. д. с. от магнитной индукции. Используя этот график, определяют магнитную индукцию в спинке по исходной величине м. д. с.

6.3. Магнитная характеристика асинхронного генератора

Магнитной характеристикой (кривой намагничивания) асинхронного генератора называется зависимость магнитной индукции воздушного зазора или э.д.с. генератора от намагничивающего тока:

$$B_\delta = f(I_m) \text{ или } E_1 = f(I_m).$$

Для построения магнитной характеристики необходимо выполнить расчет магнитной цепи генератора для нескольких значений $E_1(B_\delta)$.

Практически этот расчет целесообразно производить следующим образом. Сначала рассчитывается магнитная цепь генератора при номинальном режиме работы ($E_1 = E_{1 \text{ ном}}$, $B_\delta = B_{\delta \text{ ном}}$).

При каждом последующем расчете магнитной цепи задаемся относительным значением магнитной индукции воздушного зазора $B_{\delta 0} = B_\delta / B_{\delta \text{ ном}}$ и определяем ее величину $B_\delta = B_{\delta 0} B_{\delta \text{ ном}}$.

М. д. с. воздушного зазора, магнитные индукции в зубцах статора и ротора изменяются прямо пропорционально магнитной индукции воздушного зазора и определяются по формулам

$$\begin{aligned}
F_{\delta} &= F_{\delta \text{ ном}} B_{\delta 0}, \\
B_{\delta 1 \text{ макс}} &= B_{\delta 1 \text{ макс-ном}} B_{\delta 0}, \\
B_{\delta 1 \text{ ср}} &= B_{\delta 1 \text{ ср, ном}} B_{\delta 0}, \\
B_{\delta 1 \text{ мин}} &= B_{\delta 1 \text{ мин, ном}} B_{\delta 0}, \\
B_{\delta 2 \text{ макс}} &= B_{\delta 2 \text{ макс, ном}} B_{\delta 0}, \\
B_{\delta 2 \text{ ср}} &= B_{\delta 2 \text{ ср, ном}} B_{\delta 0}, \\
B_{\delta 2 \text{ мин}} &= B_{\delta 2 \text{ мин, ном}} B_{\delta 0}.
\end{aligned} \tag{6.31}$$

Магнитные индукции в спинках статора и ротора зависят от расчетного значения коэффициента полюсного перекрытия, т. е. соответственно

$$\begin{aligned}
B_{\sigma 1} &= B_{\sigma 1 \text{ ном}} \frac{\mu}{\alpha_{\text{ном}}} B_{\delta 0}, \\
B_{\sigma 2} &= B_{\sigma 2 \text{ ном}} \frac{\alpha}{\alpha_{\text{ном}}} B_{\delta 0}.
\end{aligned} \tag{6.32}$$

М. д. с. отдельных участков магнитной цепи и м. д. с. на пару полюсов рассчитываются по приведенным в предыдущем разделе формулам. Следует отметить, что при необходимости повторного расчета магнитной цепи вследствие несовпадения исходного значения α и значения α , определяемого в конце расчета по рис. 6.3, необходимо определить лишь м. д. с. спиннок, результирующую м. д. с. и намагничивающий ток. М. д. с. воздушного зазора и зубцовых зон при заданном значении магнитной индукции воздушного зазора от расчетного коэффициента полюсного перекрытия не зависят.

Намагничивающий ток

$$I_m = I_{m \text{ ном}} \frac{F}{F_{\text{ном}}}. \tag{6.33}$$

Магнитная характеристика асинхронного генератора позволяет оценить степень насыщения его магнитной цепи. Она используется также при анализе процессов регулирования напряжения генератора и при расчете его характеристик.

6.4. Аппроксимация характеристик, используемых при расчете магнитной цепи асинхронного генератора

При расчете магнитной цепи асинхронного генератора используются расчетный коэффициент полюсного перекрытия как функция относительных значений м. д. с. зубцовых зон и спиннок, кривые намагничивания статоров и кривые намагничивания статоров для спиннок.

Эта функция и кривые намагничивания задаются в виде графиков и таблиц.

В ряде случаев целесообразно использовать аналитические выражения α и кривых намагничивания.

Расчетный коэффициент полюсного перекрытия может быть определен с помощью рис. 6.3 лишь для $k_n \leq 0,7$ и $k_{\text{сп}} \leq 1,4$. При расчетах магнитной цепи асинхронного генератора k'_n и $k_{\text{сп}}$ часто превосходят эти значения. Для определения α при больших значениях k'_n и $k_{\text{сп}}$ можно использовать аппроксимацию графиков $\alpha = f(k'_n, k_{\text{сп}})$, распространяя ее на значения $k_{\text{сп}} > 1,4$ и $k'_n > 0,7$.

Анализ зависимости $\bar{\alpha} = \alpha/\alpha_0 = f(k'_n)$, где α_0 — расчетный коэффициент полюсного перекрытия при $k'_n = 0$, показывает, что при $k_{\text{сп}} \geq 0,9$ графики функции $\bar{\alpha} = \alpha/\alpha_0 = f(k'_n)$ для различных значений $k_{\text{сп}}$ практически совпадают.

Зависимость $\bar{\alpha} = \alpha/\alpha_0 = f(k'_n)$ может быть аппроксимирована в виде суммы постоянной составляющей и степенной функции

$$\bar{\alpha} = \frac{\alpha}{\alpha_0} = 1 + 0,472 (k'_n)^{0,576}. \quad (6.34)$$

Расчетный коэффициент полюсного перекрытия α_0 является функцией $k_{\text{сп}}$. График зависимости $\alpha_0 = f(k_{\text{сп}})$ с высокой степенью точности аппроксимируется степенной функцией

$$\alpha_0 = 0,451 (k_{\text{сп}})^{-0,203}. \quad (6.35)$$

На рис. 6.7 показаны графики зависимостей $\bar{\alpha} = f(k'_n)$ и $\alpha_0 = f(k_{\text{сп}})$, рассчитанные по двум последним формулам, которые удобно использовать для определения α .

Аналитическое выражение кривой намагничивания стали получается наиболее простым при кусочно-линейной аппроксимации

$$H = H_{B=0} + k_n^* B, \quad (6.36)$$

когда эта кривая заменяется с заданной степенью точности совокупностью отрезков прямых линий.

Для обеспечения аппроксимации при минимальном числе прямолинейных отрезков каждый из них должен пересекать соответствующий участок кривой намагничивания и проходить параллельно касательной к этой кривой в ее крайней точке.

Положение крайней правой точки отрезка определяют исходя из условия обеспечения заданной точности аппроксимации.

При аппроксимации каждого участка кривой намагничивания положение крайней левой точки его (точка M на рис. 6.8) известно.

Ордината $H_{дл}$ точки N прямолинейного отрезка, соответствующего данному участку кривой намагничивания, определяется по максимальному допустимому значению относительной погрешности

$$\delta H_{\max} = \frac{H_{дл} - H_{дл}}{H_{дл}}$$

и равняется

$$H_{дл} = \frac{H_{дл}}{1 - \delta H_{\max}}$$

Здесь $H_{дл}$ — напряженность магнитного поля для точки M кривой намагничивания.

Для определения положения крайней правой точки P прямолинейного отрезка необходимо задать рядом значений

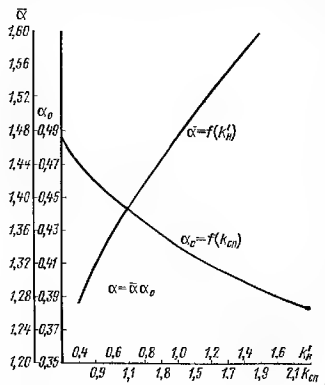


Рис. 6.7. График для определения расчетного коэффициента полюсного перескрытия при больших значениях k_{ep} , k_{ep}'

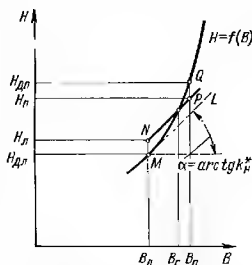


Рис. 6.8. График для обоснования методики аппроксимации кривых намагничивания сталей

магнитной индукции $B > B_c$ (см. рис. 6.8), найти соответствующие им значения напряженностей магнитного поля по кривой намагничивания и по прямолинейному отрезку NP и рассчитать относительную погрешность δH . Магнитная индукция $B_{ш}$, при которой $\delta H = \delta H_{\max}$ и определяет положение точки P .

Угол наклона к оси абсцисс касательной ML к кривой намагничивания в точке M и прямолинейного отрезка NP определяется либо графическим путем, либо путем численного дифференцирования.

При рассмотренной методике линейно-кусочной аппроксимации максимальная относительная погрешность определения H имеет место в крайних точках каждого отрезка.

Эта методика использована при аппроксимации кривых намагничивания для спинков и основных кривых намагничивания сталей Э31, Э32 и Э41, Э42, Э43 при максимальной относительной погрешности $\delta H_{\text{макс}} = 0,03$.

В приложениях П13-П16 приведены максимальное и минимальное значения магнитной индукции, соответствующие границам прямолинейных отрезков $B=f(H)$, $H_{B=0}$ и k_H^* для каждого из этих отрезков.

Глава 7

ПОТЕРИ ЭНЕРГИИ И К. П. Д. АСИНХРОННОГО ГЕНЕРАТОРА

7.1. Общие сведения о потерях энергии в асинхронном генераторе

При преобразовании механической энергии в электрическую в асинхронном генераторе имеют место следующие потери энергии: в обмотках статора и ротора ($\Delta p_{м1}$, $\Delta p_{м2}$), в стали статора и ротора ($\Delta p_{с1}$, $\Delta p_{с2}$), механические ($\Delta p_{мех}$), добавочные ($\Delta p_{доб}$), в возбуждающих и регулирующих устройствах ($\Delta p_{вр}$).

Активная мощность $P_{г}$, отдаваемая генератором нагрузке, выражается через подводимую к генератору мощность следующим образом:

$$P_{г} = P_{п} - \sum \Delta p, \quad (7.1)$$

где

$$\sum \Delta p = \Delta p_{м1} + \Delta p_{м2} + \Delta p_{с1} + \Delta p_{с2} + \Delta p_{мех} + \Delta p_{доб} + \Delta p_{вр}. \quad (7.2)$$

К. п. д. асинхронного генератора, характеризующий эффективность преобразования в нем энергии,

$$\eta = \frac{P_{г}}{P_{п} + \sum \Delta p}. \quad (7.3)$$

7.2. Потери в обмотках статора и ротора асинхронного генератора

Потери в обмотках статора и ротора, обусловленные протекающими по этим обмоткам токами, соответственно равны

$$\Delta p_{м1} = m_1 I_1^2 r_1; \quad (7.4)$$

$$\Delta p_{м2} = m_2 I_2^2 r_2 = m_1 I_2^2 r_2'. \quad (7.5)$$

7.3. Потери в стали асинхронного генератора

Потери в стали асинхронного генератора обусловлены ее перемагничиванием, происходящим вследствие перемещения магнитного поля относительно статора и ротора и протеканием по стальным листам вихревых токов. Потери на перемагничивание (гистерезис) пропорциональны частоте перемагничивания в первой степени и зависят от марки стали. Потери от вихревых токов пропорциональны частоте в квадрате, зависят от марки стали и увеличиваются при увеличении толщины стального листа Δ .

Потери в стали статора определяются как сумма потерь в зубцах $\Delta p_{з1}$ и потерь в спинке $\Delta p_{с1}$ пакета стали, причем

$$\Delta p_{з1} = k_{ст} \left[k_{гг} \frac{f_1}{400} + k_{гв} \left(\frac{f_1}{400} \right)^2 \right] B_{с1ср}^2 m_{з1}; \quad (7.6)$$

$$\Delta p_{с1} = k_{ст} \left[k_{гг} \frac{f_1}{400} + k_{гв} \left(\frac{f_1}{400} \right)^2 \right] B_{с1}^2 m_{с1}, \quad (7.7)$$

где σ_g , σ_b — коэффициенты, зависящие от марки стали и толщины стального листа (значения их для стали Э44 приведены в табл. 7.1); $m_{з1}$, $m_{с1}$ — соответственно массы зубцов и спинки

Таблица 7.1

Значения коэффициентов σ_g , σ_b для стали Э44

Марка стали	Толщина листа, м	σ_b , Вт/кг	σ_g , Вт/кг	$\varrho_{ст,э}$, Ом·м
Э44	$0,35 \cdot 10^{-3}$	5,70	13,30	$0,57 \cdot 10^{-6}$
Э44	$0,20 \cdot 10^{-3}$	1,86	10,64	$0,57 \cdot 10^{-6}$

пакета стали статора, определяемые выражениями (3.70), (3.71); $k_{ст}$ — коэффициент, с помощью которого учитывается увеличение потерь в стали в результате механической обработки стальных листов и вследствие несинусоидального характера изменения магнитной индукции с течением времени. При расчетах авиационных машин переменного тока принимается, что $k_{ст} = 2 \div 2,2$.

При повышенных частотах или большой толщине стального листа в результате протекания вихревых токов магнитная индукция по толщине листа не остается постоянной. Она уменьшается по мере удаления от поверхности листа и достигает минимального значения в середине его.

Неравномерность распределения магнитной индукции по толщине листа возрастает с увеличением частоты перемагничивания стали и толщины стального листа.

Следствием неравномерного распределения магнитной индукции по толщине листа является увеличение потерь на гистерезис

и уменьшения потерь от вихревых токов, что учитывается с помощью коэффициентов k_r , k_b в выражениях (7.6), (7.7):

$$k_r = \frac{\Delta_1}{2} \frac{\operatorname{sh} \Delta_1 + \sin \Delta_1}{\operatorname{ch} \Delta_1 - \cos \Delta_1}; \quad (7.8)$$

$$k_b = \frac{3}{\Delta_1} \frac{\operatorname{sh} \Delta_1 - \sin \Delta_1}{\operatorname{ch} \Delta_1 - \cos \Delta_1}. \quad (7.9)$$

Здесь Δ_1 — приведенная толщина листа,

$$\Delta_1 = \Delta \sqrt{\frac{\pi f_1 \mu}{\rho_{ст.в}}}, \quad (7.10)$$

где $\rho_{ст.в}$ — удельное сопротивление стали; μ — магнитная проницаемость стали; Δ — действительная толщина листа.

Если приведенная толщина листа стали $\Delta_1 < 3,5$, то коэффициенты k_r , k_b могут быть определены приближенно по формулам

$$k_r = 1 + 0,00465 \Delta_1^4; \quad (7.11)$$

$$k_b = 1 - 0,00132 \Delta_1^4. \quad (7.12)$$

При частоте 400 Гц магнитная индукция практически не изменяется по толщине листа, коэффициенты k_r , k_b могут быть приняты равными единице и выражения потерь в стали принимают следующий вид:

$$\Delta p_{ст} = k_{ст} \left[\sigma_r \frac{f_1}{400} + \sigma_b \left(\frac{f_1}{400} \right)^2 \right] B_{ст1cp}^2 m_{ст}; \quad (7.13)$$

$$\Delta p_{с1} = k_{ст} \left[\sigma_r \frac{f_1}{400} + \sigma_b \left(\frac{f_1}{400} \right)^2 \right] B_{с1}^2 m_{с1}. \quad (7.14)$$

Если магнитная индукция не изменяется по толщине листа, то потери в стали можно вычислять также по формулам

$$\Delta p_{ст} = k_{ст} p_{1/50} \left(\frac{f_1}{50} \right)^{1,35} B_{ст1cp}^2 m_{ст}; \quad (7.15)$$

$$\Delta p_{с1} = k_{ст} p_{1/50} \left(\frac{f_1}{50} \right)^{1,35} B_{с1}^2 m_{с1}, \quad (7.16)$$

где $p_{1/50}$ — удельные потери в стали при частоте 50 Гц и амплитудном значении 1 Т магнитной индукции, изменяющейся по синусоидальному закону с течением времени.

При частоте 400 Гц $(f_1/50)^{1,35} = 16,6$. Принимая $k_{ст} = 2$, приведем выражения (7.15), (7.16) для расчета потерь в стали при частоте 400 Гц к виду

$$\Delta p_{ст} = 33,2 p_{1/50} B_{ст1cp}^2 m_{ст}; \quad (7.17)$$

$$\Delta p_{с1} = 33,2 p_{1/50} B_{с1}^2 m_{с1}. \quad (7.18)$$

Удельные потери $p_{1/30}$ для марок стали, используемых в асинхронных генераторах при частоте 400 Гц, приведены в табл. 6.1.

По приведенным ранее формулам можно определить и потери в стали ротора. Но, так как частота перемагничивания ротора асинхронного генератора мала, то эти потери невелики, и ими, как правило, можно пренебречь.

7.4. Механические потери в асинхронном генераторе

К механическим потерям относятся потери от трения в подшипниках и вентиляционные потери.

Определение механических потерь расчетным путем связано с большими трудностями и выполняется с малой точностью. Лучшие результаты получаются при определении механических потерь на основании результатов испытания уже изготовленных машин данного вида.

При определении механических потерь асинхронных генераторов можно исходить из рекомендаций для асинхронных двигателей.

Относительное значение механических потерь асинхронной машины является функцией ее частоты вращения и мощности. При уменьшении частоты вращения и увеличении мощности асинхронной машины относительное значение ее механических потерь уменьшается.

По данным В. А. Винокурова [28], у асинхронных двигателей при частоте 400 Гц мощностей от 0,5 до 5 кВт относительные значения механических потерь $\Delta P_{\text{мех}}/P_{\text{ном}} = 0,1 \div 0,03$.

На рис. 7.1 показаны относительные значения механических потерь асинхронных двигателей с частотой питания 400 Гц и мощностью 0,025, 0,1 и 8 кВт, определенные по результатам испытаний двух двигателей каждой мощности.

Потери от трения в подшипниках качения асинхронного генератора

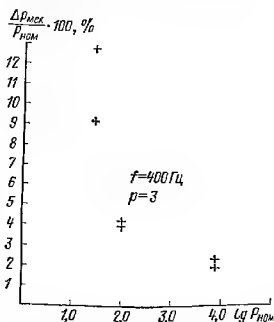


Рис. 7.1. Зависимости относительных значений механических потерь асинхронных двигателей различной мощности от мощности двигателей, полученные опытным путем. Знаком «+» отмечены опытные данные

$$\Delta p_{\text{тр}} = 0,306 \cdot 10^{-4} \frac{G_{\text{п}}}{d_{\text{ш}}} U_{\text{ш}} \quad (7.19)$$

где G_n — нагрузка на один подшипник, Н; d_n — диаметр окружности, проходящей через центры шариков, м; U_n — окружная скорость центров шариков, м/с.

Вентиляционные потери складываются из потерь от трения ротора генератора и потерь на привод вентилятора

$$\Delta p_{\text{ув}} = 1,1QU^2 : \frac{QH}{\eta_{\text{в}}}, \quad (7.20)$$

где Q — количество продуваемого через машину воздуха, м³/с; U — окружная частота ротора, м/с; H — напор, создаваемый вентилятором, Н/м²; $\eta_{\text{в}}$ — к. п. д. вентилятора.

Требуемое количество охлаждающего воздуха является функцией потерь в генераторе, теплоемкости воздуха $c_{\text{в}} = 1100$ Дж/м³ К и разности температур воздуха на входе и выходе из генератора $\Delta T_{\text{в}}$:

$$Q = \frac{\sum \Delta p}{c_{\text{в}} \cdot \Delta T_{\text{в}}}. \quad (7.21)$$

Для авиационных генераторов, охлаждаемых путем продува воздуха, $\Delta T_{\text{в}} = (30 \div 50)$ К.

Учитывая сложность расчета механических потерь, величину их можно принимать от 0,03 ÷ 0,02 до 0,015 ÷ 0,01 номинальной активной мощности асинхронных генераторов мощностью от единиц кВт·А до десятков кВт·А частотой 400 Гц.

7. 5. Добавочные потери в асинхронном генераторе

Добавочные потери равняются разности между полными потерями в генераторе и основными потерями, обусловленными основными электромагнитными и механическими процессами в генераторе. Основные потери определяются по приведенным в предыдущих разделах формулам.

К добавочным относятся потери, обусловленные высшими гармониками м. д. с., пульсациями главного магнитного потока и т. д.

Для авиационных электрических машин добавочные потери принимаются обычно равными 0,01 от активной мощности генератора.

7. 6. Потери в возбуждающих и регулирующих устройствах

Для возбуждения асинхронных генераторов и стабилизации их напряжения используются линейные конденсаторы, сегнето-конденсаторы с разрядными сопротивлениями, дроссели насыщения, линейные дроссели и другие аппараты и устройства.

Рассмотрим методику определения потерь в линейных конденсаторах.

Суммарные потери в конденсаторе складываются из диэлектрических потерь и потерь в его обкладках и выражаются через реактивную мощность конденсатора Q_c и тангенс угла потерь $\operatorname{tg} \delta$

$$\Delta p_c = Q_c \operatorname{tg} \delta, \quad (7.22)$$

или

$$\Delta p_c = 2\pi 10^{-6} m_1 f_1 C_c U_c^2 \operatorname{tg} \delta. \quad (7.23)$$

Если конденсаторы соединены в звезду, то $U_c = U_1$, а если в треугольник, то $U_c = \sqrt{3} U_1$. Но, так как при заданной реактивной мощности конденсаторов емкость их уменьшается в три раза,

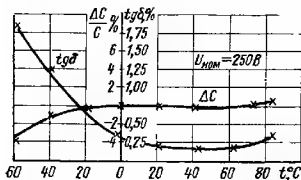


Рис. 7.2. Графики зависимости емкости и тангенса угла потерь конденсаторов МБГЧ от температуры

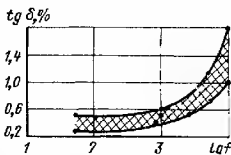


Рис. 7.3. График зависимостей тангенса угла потерь конденсаторов МБГЧ от частоты при температуре 293 К (Вахтель)

то суммарные потери в конденсаторах получаются такими же, как и при соединении в звезду.

Потери в конденсаторах пропорциональны $\operatorname{tg} \delta$. Для металлобумажных конденсаторов МБТЧ тангенс угла потерь при $f_1 = 50$ Гц и 343 К температуре не выше 0,015.

При нормальных условиях тангенс угла потерь конденсаторов МБТЧ не превышает 0,01.

Тангенс угла потерь является функцией температуры и частоты.

На рис. 7.2 показана зависимость $\operatorname{tg} \delta$ от температуры, полученная при испытании конденсатора МБТЧ на номинальное напряжение 250 В, при частоте 50 Гц [33].

С ростом частоты происходит увеличение $\operatorname{tg} \delta$ (рис. 7.3). Это увеличение, незначительное в диапазоне частот 50—1000 Гц, становится существенным при частотах 1000—10000 Гц и более [33].

Тангенс угла потерь конденсаторов К71-4 не превышает 0,0015 в нормальных условиях и 0,002 при температуре 358 К. Для конденсаторов К75-10 величина его при температуре 373 К не превышает 0,008.

РАБОЧИЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ АСИНХРОННОГО ГЕНЕРАТОРА

8. 1. Методы расчета характеристик

Для оценки свойств асинхронного генератора при эксплуатации и выбора регулирующей аппаратуры используются его рабочие характеристики.

Расчет характеристик асинхронного генератора выполняется графо-аналитическим или аналитическим методами.

Наибольшее распространение получили графо-аналитические методы, отличающиеся большой наглядностью и достаточной точностью. Они применялись для расчета характеристик асинхронных генераторов, у которых конденсаторы включаются параллельно с нагрузкой. Далее показано, что графо-аналитические методы могут быть использованы и для компаундированных асинхронных генераторов.

В последнее время разработаны аналитические методы расчета характеристик асинхронных генераторов.

В основе этих методов, как правило, лежит аппроксимация характеристики холостого хода асинхронного генератора.

При аналитических методах приходится рассчитывать кривую намагничивания асинхронного генератора, и поэтому трудоемкость расчетов получается почти такой же, как и при графо-аналитических методах.

Достоинством аналитических методов является то, что исключаются графические построения и возможен расчет характеристик асинхронных генераторов с помощью цифровых вычислительных машин.

Расчет характеристик асинхронного генератора, работающего на общую сеть с синхронными машинами при постоянном ее напряжении, может быть произведен с помощью общеизвестных крутовых диаграмм токов асинхронных машин.

8. 2. Графики проводимостей при постоянной частоте асинхронного генератора

Графо-аналитический способ расчета характеристик основывается на использовании графиков проводимостей ветвей схем замещения асинхронного генератора.

На рис. 2.2, б показана Г-образная схема замещения фазы асинхронного генератора: две левые ветви соответствуют самой машине, две правые — подключаемым к ней конденсаторам и нагрузке.

Рассматриваемая схема замещения справедлива как для асинхронного генератора с параллельными конденсаторами, так и для компаундированного генератора. В первом случае $x_k = 0$ и

сопротивление Z_9 равно сопротивлению нагрузки Z_H . Для компенсированного генератора

$$Z_9 = Z_K - jx_K,$$

где x_K — сопротивление конденсатора, включаемого последовательно с нагрузкой.

Рассмотрим проводимости отдельных ветвей схемы замещения.

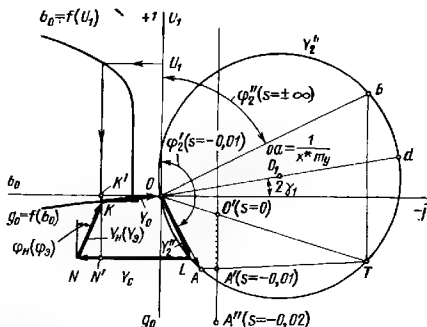


Рис. 8.1. Геометрические места векторов проводимостей для расчета регулировочной характеристики асинхронного генератора при постоянной частоте его напряжения

Проводимость крайней левой ветви, называемой главной или силовой ветвью схемы замещения,

$$Y_2'' = \hat{y}_2 e^{j\varphi_2''} = \frac{1}{\dot{c}_1 Z_1 + \dot{c}_1' Z_2'} \quad (8.1)$$

зависит от скольжения и сопротивлений фаз статора и ротора генератора. Геометрически местом концов вектора проводимости Y_2'' при изменении скольжения от $+\infty$ до $-\infty$ является окружность (рис. 8.1).

Так как

$$\dot{c}_1 = \frac{Z_m + Z_1}{Z_m} = c_n - jc_m = c_1 e^{-j\eta_1},$$

$$c_n \approx c_1 = \frac{x_0 x_m + r_0 r_m}{r_m^2 + x_m^2}, \quad c_m = \frac{r_1 x_m - x_1 r_m}{r_m^2 + x_m^2},$$

то выражение (8.1) можно привести к виду

$$Y_2'' = \frac{e^{j(2\gamma_1 - \varphi_2)}}{\sqrt{\left(r^* + \frac{c_1^2 r_2'}{s}\right)^2 + x^{*2}}}, \quad (8.2)$$

где $r^* = c_1 r_1 - c_N x_1$; $x^* = c_1 x_1 + c_1^2 x_2' + c_M r_1$;

$$\operatorname{tg} \gamma_1 - \frac{c_M}{c_N} \approx \frac{c_M}{c_1} = \frac{r_1 x_m - x_1 r_m}{x_1 x_m + r_1 r_m};$$

$$\operatorname{tg} \varphi_2 = \frac{x^*}{r^* + \frac{c_1^2 r_2'}{s}}.$$

Диаметр окружности Y_2'' может быть определен по максимальному значению y_2'' ;

$$y_{2\max}'' = \frac{1}{x^*} = \frac{1}{c_1 x_1 + c_1^2 x_2' + c_M r_1}. \quad (8.3)$$

Он образует с действительной осью угол $2\gamma_1 - 0,5\pi$ и с мнимой осью угол $2\gamma_1$ (см. рис. 8.1).

Для определения вектора проводимости Y_2'' при любом значении скольжения необходимо иметь шкалу скольжений. Чтобы построить эту шкалу, необходимо определить положение на окружности Y_2'' точек, соответствующих двум скольжениям. Построения удобно выполнять при выборе точек, которым соответствуют скольжения $s = \pm\infty$ и малое по абсолютной величине отрицательное скольжение $s^* = (-0,01) \div (-0,05)$.

Искомые точки определяются как точки пересечения с окружностью лучей, выходящих из начала координат и повернутых относительно действительной оси на углы

$$\varphi_{2(s=\pm\infty)}'' = 2\gamma_1 - \operatorname{arctg} \frac{x^*}{r^*}; \quad (8.4)$$

$$\varphi_{2(s=s^*)}'' = 2\gamma_1 - \operatorname{arctg} \frac{x^*}{r^* + \frac{r_2'}{s^*}}. \quad (8.5)$$

Отрицательное значение $\frac{x^*}{r^* + \frac{r_2'}{s^*}}$ свидетельствует о том, что вы-

читаемое в выражении (8.5) представляет собой угол, превышающий $0,5\pi$.

Для построения шкалы скольжений на окружности Y_2'' выберем точку T и из нее проводим три луча через точки, которым соответствуют скольжения $s = \pm\infty$ (точка B), $s = 0$ (точка O),

$s=s^*=0,01$ (точка A). При построениях на миллиметровой бумаге обычно точку T выбирают так, чтобы луч BT проходил параллельно действительной оси.

Отрезок прямой со шкалой скольжений проводится параллельно лучу BT . Точкам O' , A' пересечения этой прямой с лучами TO и TA соответствуют отметки шкалы $s=0$ и $s=-0,01$. Если отрезок шкалы $O'A'$ разделить на десять частей, то получим отметки на шкале через 0,001. Отложив вниз от точки A' отрезок, равный $O'A'$, получим отметку шкалы скольжений $s=-0,02$ (точка A'').

Проводимость второй ветви схемы замещения, называемой ветвью синхронизма,

$$Y_0 = \frac{1}{Z_0} = \frac{1}{Z_m + Z_1} - g_0 - jb_0 \quad (8.6)$$

определяется сопротивлением намагничивающего контура и сопротивлением фазы статора. При изменении напряжения генератора изменяется величина основного магнитного потока, степень насыщения магнитной цепи машины и проводимости b_0 , g_0 .

Для расчета характеристик асинхронного генератора необходимо иметь графики зависимостей $b_0=f(U_1)$, $g_0=f(b_0)$.

Используя магнитную характеристику асинхронного генератора, легко получить эти зависимости, если для каждого значения э. д. с. определить соответствующую ему величину I_m и потери в стали статора $\Delta p_{ст1}$.

Согласно схеме замещения фазы асинхронного генератора, показанной на рис. 2.2, а,

$$\begin{aligned} z_m - \frac{E_1}{I_0} &\approx \frac{E_1}{I_m}, \\ r_m \frac{\Delta p_{ст1}}{3I_0^2} &\approx \frac{\Delta p_{ст1}}{3I_m^2}, \\ x_m - \sqrt{z_m^2 - r_m^2} &\approx z_m, \end{aligned} \quad (8.7)$$

где намагничивающий ток I_m известен из результатов расчета магнитной характеристики асинхронного генератора.

Определив сопротивление

$$Z_0 = r_0 + jx_0, \quad (8.8)$$

$$\text{где } r_0 = r_1 + r_m, \quad x_0 = x_1 + x_m, \quad (8.9)$$

нетрудно найти активную и реактивную проводимости ветви синхронизма схемы замещения на рис. 2.2, б

$$\begin{aligned} b_0 &= \frac{x_0}{r_0^2 + x_0^2}, \\ g_0 &= \frac{r_0}{r_0^2 + x_0^2} \end{aligned} \quad (8.10)$$

для данного значения э. д. с. E_1 . Соответствующее этой э. д. с. напряжение U_1 может быть приближенно определено по формуле

$$U_1 \approx \frac{E_1}{c}. \quad (8.11)$$

При расчете характеристик генератора во втором квадранте системы координат (см. рис. 8.1) строится график зависимости реактивной составляющей проводимости ветви синхронизма от фазного напряжения генератора $b_0 = f(U_1)$, а в третьем квадранте — график зависимости активной составляющей проводимости ветви синхронизма от реактивной составляющей проводимости этой же ветви $g_0 = f(b_0)$.

График зависимости $g_0 = f(b_0)$ является геометрическим местом начала вектора проводимости Y_0 для различных значений фазного напряжения при условии, что конец этого вектора совмещен с началом координат O .

Для определения положения начала этого вектора на графике функции $g_0 = f(b_0)$ необходимо на оси ординат отложить отрезок, соответствующий заданному значению напряжения U_1 , и с помощью графика $b_0 = f(U_1)$ определить для этого значения U_1 проводимость b_0 на мнимой оси. Соответствующая этому значению b_0 точка K графика $g_0 = f(b_0)$ и является началом рассматриваемого вектора при заданном значении напряжения генератора.

Проводимость подключенного параллельно к фазе генератора конденсатора $Y_c = jY_c = j\omega_1 C_c$ при постоянной частоте зависит лишь от его емкости. Можно считать, что вектор, соответствующий этой проводимости, направлен параллельно мнимой оси, если пренебречь потерями в конденсаторе. Длина его связана линейно с емкостью конденсатора:

$$NL = \frac{Y_c}{m_y} = \frac{\omega_1 C_c}{m_y}.$$

Проводимость крайней правой ветви схемы замещения асинхронного генератора с параллельными конденсаторами равна проводимости нагрузки:

$$Y_s = Y_n - y_n e^{-j\varphi_n}.$$

Вектор, соответствующий этой проводимости, образует угол φ_n с действительной осью и имеет длину y_n/m_y .

Если конец этого вектора совместить с точкой K , то при изменении величины нагрузки (при условии $\cos \varphi_n = \text{const}$) начало вектора будет перемещаться по прямой, проходящей через точку K под углом φ_n к действительной оси.

Так как длина вектора прямо пропорциональна проводимости нагрузки y_n , то, построив этот вектор для номинальной нагрузки,

легко определить положение начала его при любой другой величине нагрузки.

В случае асинхронного компаундированного генератора нагрузка соединяется последовательно с компаундирующими конденсаторами и при этом проводимость

$$Y_s = y_s e^{-j\varphi_s} = g_s - jb_s = \frac{1}{Z_N - jx_K}. \quad (8.12)$$

Нетрудно показать, что

$$g_s = \frac{y_N \cos \varphi_N}{\cos^2 \varphi_N + (\sin \varphi_N - y_N x_K)^2}; \quad (8.13)$$

$$b_s = \frac{y_N (\sin \varphi_N - y_N x_K)}{\cos^2 \varphi_N + (\sin \varphi_N - y_N x_K)^2}; \quad (8.14)$$

$$y_s = \frac{y_N \sqrt{\cos^2 \varphi_N + (\sin \varphi_N - y_N x_K)^2}}{\cos^2 \varphi_N + (\sin \varphi_N - y_N x_K)^2}; \quad (8.15)$$

$$\operatorname{tg} \varphi_s = \frac{b_s}{g_s} = \operatorname{tg} \varphi_N - \frac{y_N x_K}{\cos \varphi_N}. \quad (8.16)$$

Если известны x_K и $\cos \varphi_N$, то, задаваясь y_N , можно определить соответствующие им g_s , b_s , y_s , $\operatorname{tg} \varphi_s$ и положения начала вектора Y_s при различных значениях проводимости нагрузки.

Геометрическое место начала этого вектора не является прямой линией. Угол, образуемый им с действительной осью, представляет собой функцию y_N . Он равен нулю (вектор параллелен действительной оси) при $y_N = \sin \varphi_N : x_K$.

Из схемы замещения асинхронного генератора следует, что

$$\dot{I}_2'' + \dot{I}_{s0} = \dot{I}_C + \dot{I}_K.$$

Выражая токи через напряжение $\dot{U}_1$ и проводимости ветвей, получим уравнение для проводимостей

$$Y_2'' + Y_0 + Y_C + Y_s = 0,$$

из которого видно, что векторы, соответствующие этим проводимостям, образуют всегда замкнутый многоугольник (многоугольник $LNKO$ на рис. 8.1).

Следует отметить, что если заданы напряжение генератора и нагрузка, а для компаундированного асинхронного генератора и x_K , то тем самым однозначно определяются векторы Y_0 , Y_s (Y_N) и точки K , N .

Проведя из точки N луч перпендикулярно к действительной оси до пересечения с окружностью, получим точку L — конец вектора Y_2'' и начало вектора Y_C . Это позволяет определить емкость параллельных конденсаторов и скольжение, при которых при рассматриваемой нагрузке поддерживается заданное значение напряжения асинхронного генератора.

8.3. Расчет регулировочной характеристики асинхронного генератора с конденсаторным возбуждением

Регулировочной характеристикой асинхронного генератора называется зависимость емкости конденсаторов от тока нагрузки при постоянных значениях напряжения на нагрузке, частоты этого напряжения и коэффициента мощности нагрузки:

$$C_c = f(I_n)$$

при $U_n = \text{const}$, $f_1 = \text{const}$, $\cos \varphi_n = \text{const}$.

У компаундированного генератора в число постоянных величин входит также емкость компаундирующих конденсаторов, соединенных последовательно с нагрузкой ($C_k = \text{const}$).

Регулировочная характеристика показывает, как надо изменять емкость конденсаторов, чтобы при изменении нагрузки напряжение генератора оставалось постоянным.

У компаундированного асинхронного генератора стабилизация напряжения может осуществляться изменением емкости как параллельных, так и последовательных конденсаторов.

В последнем случае под регулировочной характеристикой понимается зависимость $C_k = f(I_n)$ при $U_n = \text{const}$, $f_1 = \text{const}$, $\cos \varphi_n = \text{const}$, $C_c = \text{const}$.

Для расчета регулировочной характеристики генератора с параллельными конденсаторами необходимо, исходя из заданного значения напряжения генератора U_1 , определить положение начала вектора Y_0 — конца вектора Y_n (точка K на рис. 8.1).

Отложив отрезок $KN = \frac{I_n}{m_y}$ под углом φ_n к действительной оси, получим точку N .

Если из этой точки провести перпендикуляр к действительной оси до пересечения с окружностью проводимостей Y_2'' (точка L), то отрезок NL будет пропорционален емкости конденсаторов, необходимой для обеспечения заданного значения напряжения генератора U_1 при заданном токе нагрузки $I_n = y_n U_1$.

Так как

$$y_c = m_y NL,$$

то

$$C_{ck} = \frac{m_y NL \cdot 10^{-6}}{2\pi f_1}, \quad (8.17)$$

где C_{ck} измеряется в мкФ.

В случае генератора с параллельными конденсаторами при $\cos \varphi_n = \text{const}$ проводимость нагрузки изменяется прямо пропорционально изменению длины отрезка KN . Угол же, образуемый отрезком KN с действительной осью, остается постоянным при любом значении y_n и равным φ_n .

Таким образом, задавшись несколькими значениями тока нагрузки и определив соответствующие им величины y_c и C_c , мож-

но построить регулировочную характеристику асинхронного генератора с параллельными конденсаторами.

Аналогично рассчитывается и регулировочная характеристика компаундированного генератора, стабилизация напряжения которого осуществляется путем изменения величины емкости параллельных конденсаторов.

Но в этом случае необходимо учитывать две особенности.

При постоянном напряжении на нагрузке U_H и напряжении генератора

$$U_1 = U_H \sqrt{(\sin \varphi_H - y_H x_K)^2 + \cos^2 \varphi_H}$$

является функцией проводимости нагрузки.

Поэтому, задаваясь значениями тока (проводимости) нагрузки, необходимо определить соответствующие им значения напряжения генератора, отложить эти значения на действительной оси и с помощью графика $b_0 = f(U_1)$ найти положения начал вектора Y_0 на графике функции $g_0 = f(b_0)$.

Из этих точек проводятся отрезки длиной y_0/m_y , где y_0 определяется по формуле (8.15), под углом φ_0 [см. формулу (8.16)] к действительной оси.

Если стабилизация напряжения асинхронного компаундированного генератора осуществляется путем изменения емкости компаундирующих конденсаторов, то для расчета регулировочной характеристики необходимо задаться рядом значений $y_H x_K$. Для каждого значения этого произведения, исходя из заданных величин напряжения нагрузки U_H и угла φ_H , можно определить напряжение генератора

$$U_1 = U_H \sqrt{(\sin \varphi_H - y_H x_K)^2 + \cos^2 \varphi_H}$$

и $\lg \varphi_0$ по формуле (8.16).

По напряжению генератора определяем положение начала вектора Y_0 и конца вектора Y_0 (точка K на рис. 8.2). Так как проводимость y_C конденсаторов, подключенных к генератору параллельно нагрузке, не изменяется, то начало вектора Y_0 должно находиться на окружности Y_2^* , центр которой смещен влево по горизонтали относительно центра окружности Y_2'' на расстояние y_C/m_y .

Чтобы определить положение начала вектора Y_0 , достаточно из точки K провести луч под углом φ_0 к действительной оси до пересечения с окружностью проводимости Y_2^* . Точка N пересечения этой окружности и луча будет началом вектора Y_0 . Изменив активную составляющую проводимости Y_0 , равную $g_0 = m_y KM$, можно определить y_H и x_K .

Формула для определения y_H получается из выражения (8.13):

$$y_H = g_0 \left[\cos \varphi_H - \frac{1}{\cos \varphi_H} (\sin \varphi_H - y_H x_K)^2 \right]. \quad (8.18)$$

При этом

$$x_K = \frac{(x_K y_H)}{y_H} \quad (8.19)$$

Используя эти выражения, находим координаты одной точки регулировочной характеристики компаундированного генератора, напряженне которого стабилизируется путем изменения емкости компаундирующих конденсаторов

$$I_H = U_H y_H; \quad (8.20)$$

$$C_k = \frac{10^6}{2\pi f_1 x_k}, \quad (8.21)$$

где C_K измеряется в мкФ.

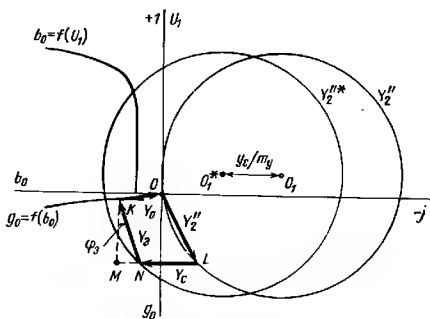


Рис. 8.2. Геометрические места векторов проводимостей для расчета внешней характеристики асинхронного генератора при постоянной частоте его напряжения

8.4. Расчет зависимости угловой скорости вращения приводного двигателя от величины тока нагрузки генератора при постоянной частоте напряжения

Для того чтобы частота напряжения асинхронного генератора была постоянной при изменении его нагрузки, необходимо регулировать угловую скорость вращения приводного двигателя по закону

$$\omega = \frac{\omega_{c1}(1-s)}{p} = \frac{2\pi f_1(1-s)}{p}.$$

Определяя для каждого значения тока нагрузки величину скольжения, можно построить график зависимости $\omega = f(I_n)$ при $f_1 = \text{const}$, $\cos \varphi_n = \text{const}$, $U_n = \text{const}$.

8. 5. Расчет внешней характеристики асинхронного генератора с конденсаторным возбуждением

Внешней характеристикой называется зависимость напряжения на нагрузке асинхронного генератора от тока нагрузки при постоянных частоте, коэффициенте мощности нагрузки и емкостях конденсаторов: $U_n = U_1 = f(I_n)$ при $I_1 = \text{const}$, $\cos \varphi_n = \text{const}$, $C_c = \text{const}$ для генератора с конденсаторами, включенными параллельно с нагрузкой, и $U_n = f(I_n)$ при $I_1 = \text{const}$, $\cos \varphi_n = \text{const}$, $C_c = \text{const}$, $C_k = \text{const}$ для компаундированного асинхронного генератора.

Из определения внешней характеристики следует, что емкости и проводимости конденсаторов при изменении нагрузки остаются постоянными. Так как y_c не изменяется, то геометрическим местом концов вектора Y_c и началом вектора Y_o (или Y_n для генератора с параллельными конденсаторами) является окружность Y_2^{**} , центр которой смещен влево относительно центра окружности Y_2^* на расстояние y_c/m_y (см. рис. 8. 2).

Геометрическим местом концов вектора Y_o является график зависимости $g_o = f(b_o)$.

Для расчета внешней характеристики необходимо построить окружности проводимостей Y_2^{**} , Y_2^* , графики зависимостей $g_o = f(b_o)$, $b_o = f(U_1)$.

Чтобы получить одну точку внешней характеристики, т. е. определить напряжение генератора при некотором токе нагрузки, необходимо задаться проводимостью нагрузки y_n и при известном φ_n рассчитать y_o , φ_o (для генератора с параллельными конденсаторами $y_o = y_n$, $\varphi_o = \varphi_n$).

Отрезок y_o/m_y необходимо расположить так, чтобы он образовал угол φ_o с действительной осью, а его концы находились бы на окружности Y_2^{**} (точка N) и на графике зависимости $g_o = f(b_o)$ — точка K . Восстановив из точки K перпендикуляр к мнимой оси, с помощью графика $b_o = f(U_1)$ определяем напряжение U_1 , а затем и ток нагрузки.

Для асинхронного генератора с параллельными конденсаторами

$$I_n = y_n U_1 = y_n I_{K*}$$

Для асинхронного компаундированного генератора $I_n = y_o U_1$, а напряжение на нагрузке $U_n = I_n / y_n$.

Рассчитав несколько точек для ряда значений y_n , можно построить внешнюю характеристику.

Для облегчения графических построений [размещения отрезка y_n/m_y между окружностью Y_2^{**} и графиком функции $g_o = f(b_o)$] целесообразно из какой-либо одной произвольной точки провести лучи под углами φ_o к действительной оси. Вели-

чины φ_0 определяются для тех значений приводимости нагрузки, которыми задаются для расчета внешней характеристики.

8. 6. Уточнение величины скольжения асинхронного генератора

Скольжение является одной из исходных величин, значением которой задаются в начале проектирования асинхронного генератора. После того как генератор рассчитан и определены параметры его схемы замещения, величина скольжения может быть уточнена.

С этой целью выразим скольжение через параметры схемы замещения асинхронного генератора, исходя из равенств активных проводимостей

$$-g_2'' - g_0 + g_n = g_0 + y_n \cos \varphi_n \quad (8.22)$$

для генератора с параллельно включенными конденсаторами и

$$-g_2'' = g_0 + g_n = g_0 + \frac{y_n \cos \varphi_n}{\cos^2 \varphi_n + (\sin \varphi_n - y_n x_n)^2} \quad (8.23)$$

для компаундированного асинхронного генератора.

Рассматривая $\dot{c}_1$ как комплексную величину $\dot{c}_1 = \frac{Z_1 + Z_m}{Z_1} = c_n - jc_m$, представим выражение проводимости главной ветви схемы замещения асинхронного генератора (8.1) в виде

$$Y_2'' = \frac{1}{(c_n - jc_m)(r_1 + jx_1) + (c_n - jc_m)^2 \left(\frac{r_2'}{s} + jx_2' \right)} = \frac{a' + \frac{b'}{c}}{\left(a' + \frac{b'}{s} \right)^2 + \left(c' + \frac{d'}{s} \right)^2} - j \frac{c' + \frac{d'}{s}}{\left(a' + \frac{b'}{s} \right)^2 + \left(c' + \frac{d'}{s} \right)^2}, \quad (8.24)$$

где $a' = c_n r_1 + c_m x_1 + 2c_n c_m x_2'$; $b' = (c_n^2 - c_m^2) r_2'$;
 $c' = (c_n^2 - c_m^2) x_2' + c_n x_1 - c_m r_1$; $d' = -2c_n c_m x_2'$. (8.25)

Выполнив преобразования активной составляющей проводимости Y_2'' и учитывая равенства (8.22), (8.23), получим уравнение относительно скольжения

$$a'_s s^2 + 2b'_s s + c'_s = 0. \quad (8.26)$$

Для генератора с параллельно включенными конденсаторами

$$\begin{aligned} a'_s &= a'^2 + c'^2 + \frac{a'}{g_0 + g_n}, \\ b'_s &= a'b' + c'd' + \frac{0,5b'}{g_0 + g_n}, \\ c'_s &= b'^2 + d'^2. \end{aligned} \quad (8.27)$$

Формулы (8.27) можно использовать и для компаундированного асинхронного генератора, если ввести в них g_a вместо g_n .

Если у асинхронных генераторов мощность равна единицам-десяткам кВт·А, то при определении скольжения можно рассматривать $\hat{c}_1$ как действительное число: $\hat{c}_1 \approx c_1$. Это упрощает расчет скольжения без снижения точности.

Для получения расчетных соотношений в этом случае достаточно в приведенных выше формулах (8.25) считать, что $c_n = c_1$,

$$c_n = 0; a' = c_1 r_1; b' = c_1^2 r_2'; c' = c_1^2 x_2' + c_1 x_1; d' = 0,$$

$$\begin{aligned} d_s' &= c_1^2 \left[r_1^2 + (x_1 + c_1 x_2')^2 + \frac{r_1}{c_1 (g_0 + g_n)} \right], \\ b_s' &= c_1^2 \left(c_1 r_1 r_2' + \frac{0,5 r_2'}{g_0 + g_n} \right), \\ c_s' &= c_1^4 r_2'^2. \end{aligned} \quad (8.28)$$

Учитывая, что во все коэффициенты уравнения (8.26), определяемые с помощью выражений (8.28), входит множитель c_1^2 , можно представить уравнение для определения скольжения в виде

$$a_s'' s^2 + 2b_s'' s + c_s'' = 0, \quad (8.29)$$

где

$$\begin{aligned} a_s'' &= r_1^2 + (x_1 + c_1 x_2')^2 + \frac{r_1}{c_1 (g_0 + g_n)}, \\ b_s'' &= \left(c_1 r_1 + \frac{0,5}{g_0 + g_n} \right) r_2', \\ c_s'' &= c_1^2 r_2'^2 \end{aligned} \quad (8.30)$$

для генератора с параллельно включенными конденсаторами.

Для компаундированного асинхронного генератора в выражения a_s'' , b_s'' необходимо ввести g_a вместо g_n .

8.7. Схема замещения и графики проводимостей асинхронного генератора с конденсаторным возбуждением при изменяющейся частоте напряжения генератора

Если асинхронный генератор приводится во вращение от первичного двигателя с изменяющейся угловой скоростью или угловая скорость его остается постоянной при изменяющейся нагрузке, то частота напряжения генератора также будет изменяться.

Расчет характеристик генератора в этом случае можно выполнить на основе графиков проводимостей, разработанных при-

менительно к асинхронной машине с параллельными конденсаторами.

Далее рассматривается более общий случай — расчет характеристик компаундированного асинхронного генератора.

На рис. 8.3 приведена Т-образная схема замещения асинхронного генератора, где через α и β обозначены относительные значения частот напряжений статора и ротора (выраженные в долях от номинального значения частоты напряжения статора $f_{1\text{ном}}$):

$$\alpha = \frac{f_1}{f_{1\text{ном}}} ; \quad (8.31)$$

$$\beta = \frac{f_2}{f_{1\text{ном}}} . \quad (8.32)$$

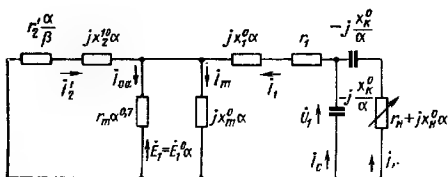


Рис. 8.3. Схема замещения асинхронного генератора при изменяющейся частоте напряжения статора

Для генераторного режима β имеет отрицательное значение.

Каждое индуктивное сопротивление схемы замещения представлено в виде произведения α и этого же сопротивления при номинальной частоте статора, отмеченного индексом «0», а сопротивление

$$\frac{r'_2}{s} = \frac{r'_2 f_1}{f_2} = r'_2 \frac{\alpha}{\beta} .$$

Активное сопротивление намагничивающего контура, состоящего из двух параллельных ветвей, является функцией α :

$$r_m = r_m^0 \alpha^{0.7} ,$$

где r_m^0 — значение этого сопротивления при номинальной частоте.

Сопротивление конденсатора при некоторой частоте равно значению его при номинальной частоте, деленному на α .

Согласно схеме замещения токи можно выразить через э. д. с. $\dot{E}_1 = \dot{E}_1^0 \alpha$, наводимую в фазе обмотки статора генератора, и проводимости ветвей этой схемы

$$j_{0a} = -\frac{\dot{E}_1^0 a}{r_m^0 a^{0,7}} = -\dot{E}_1^0 a^{0,2} g_m^0; \quad (8.33)$$

$$j_m = -\frac{\dot{E}_1^0 a}{j x_m^0 a} = j \dot{E}_1^0 b_m^0; \quad (8.34)$$

$$j_2' = \frac{\dot{E}_1^0 a}{\frac{r_2'}{\beta} + j x_2'^0 a} = \dot{E}_1^0 Y_2^*; \quad (8.35)$$

$$j_1 = \frac{\dot{E}_1^0 a}{(r_1 + j x_1^0 a) + \frac{(-j x_c^0 / a)(r_n + j x_n^0 a - j x_k^0 / a)}{r_n + j [x_n^0 a - (x_c^0 + x_k^0) / a]}} = \dot{E}_1^0 Y_1^*. \quad (8.36)$$

Входящие в эти выражения проводимости соответственно равны

$$g_m^0 = \frac{1}{r_m^0}; \quad (8.37)$$

$$b_m^0 = \frac{1}{x_m^0}; \quad (8.38)$$

$$Y_2^* = \frac{1}{\frac{r_2'}{\beta} + j x_2'^0}; \quad (8.39)$$

$$Y_1^* = \frac{1}{\frac{r_1}{a} + j x_1^0 + \frac{x_c^0}{a^2} \frac{(x_n^0 a^2 - x_k^0) - j r_n a}{r_n a + j (x_n^0 a^2 - x_c^0 - x_k^0)}}. \quad (8.40)$$

Проводимости Y_2^* и Y_1^* могут быть представлены также в виде

$$Y_2^* = g_2^* - j b_2^*, \quad Y_1^* = g_1^* - j b_1^*,$$

$$g_2^* = \frac{\beta^2}{r_2'^2 + (\beta x_2'^0)^2}; \quad (8.41)$$

$$b_2^* = \frac{\beta^2 x_2'^0}{r_2'^2 + (\beta x_2'^0)^2}; \quad (8.42)$$

$$g_1^* = a^3 \frac{r_1 (a^2 r_n^2 + x^2) + r_n x_c^{02}}{[a^2 r_n r_1 + x (x_c^0 - a^2 x_1^0) + x_c^{02}]^2 + [a r_n (x_c^0 - a^2 x_1^0) - a x r_1]^2}; \quad (8.43)$$

$$b_1^* = \alpha^2 \frac{x x_C^{02} + (x_C^0 - \alpha^2 x_1^0)(x^2 + \alpha^2 r_n^2)}{[\alpha^2 r_n r_1 + x(x_C^0 - \alpha^2 x_1^0) + x_C^{02}]^2 + [\alpha r_n(x_C^0 - \alpha^2 x_1^0) - \alpha x r_1]^2}; \quad (8.44)$$

$$x = x_n^0 \alpha^2 - x_c^0 - x_k^0. \quad (8.45)$$

Так как $i_2' + i_1' - i_m' + i_{0a}'$, то, пренебрегая потерями в стали для упрощения расчетов и полагая в этом случае, что $i_{0a}' \approx 0$, получим

$$i_2' + i_1' \approx i_m,$$

или

$$\dot{E}_1^0 Y_2^* + \dot{E}_1^0 Y_1^* - j \dot{E}_1^0 b_m^0 = 0.$$

Из этого уравнения следует, что сумма проводимостей Y_2^* , $Y_1^* - j b_m^0$ равна нулю, а $Y_1^* - j b_m^0 = -Y_2^*$.

Это соотношение между проводимостями можно использовать для построения характеристик асинхронного генератора. С этой целью рассмотрим более детально каждую из трех проводимостей.

Реактивная составляющая проводимости намагничивающего контура b_m^0 зависит от степени насыщения магнитной цепи машины.

Для построения характеристик необходимо получить зависимость $b_m^0 = f(E_1^0)$, рассчитав магнитную цепь генератора для нескольких значений э. д. с. E_1^0 .

Для каждого значения э. д. с. определяется намагничивающий ток и проводимость $b_m^0 = \frac{I_m}{E_1^0}$.

Проводимость $-Y_2^*$ при заданном значении сопротивления фазы ротора является функцией только параметра β . При изменении β конец вектора $-Y_2^*$ перемещается по окружности, диаметр которой (рис. 8.4)

$$OD = \frac{1}{m_g x_2^0}, \quad (8.46)$$

а центр располагается на мнимой оси.

Значениям $\beta=0$ и $\beta=\pm\infty$ соответствуют точка окружности, совпадающая с началом координат, и точка пересечения окружности с осью мнимых величин.

Для построения шкалы β параллельно мнимой оси проводится отрезок прямой AB . Точка A пересечения его с действительной осью соответствует $\beta=0$. Шкала β равномерная. Чтобы построить ее, необходимо определить положение еще одной точки, соответствующей некоторому значению $\beta=\beta^*$.

а проводимость генератора с параллельными конденсаторами в режиме короткого замыкания (при $Z_E = 0$)

$$Y_{1k}^* = \frac{1}{\frac{r_1}{a} + jx_1^0}, \quad (8.47)$$

то

$$I_C = -j \frac{a^2}{x_c^0} \dot{E}_1^0 \frac{Y_1^* \cdot Y_{1k}^*}{Y_{1k}^*}.$$

Используя выражения для токов I_C , I_1 , приведем формулу напряжения на нагрузке асинхронного компаундированного генератора к виду

$$\dot{U}_H = -a \dot{E}_1^0 \left[\frac{Y_1^* - Y_{1k}^*}{Y_{1k}^*} \left(1 + \frac{x_k^0}{x_c^0} \right) - j \frac{x_k^0}{a^2} Y_1^* \right], \quad (8.48)$$

или

$$\dot{U}_H = -a \dot{E}_1^0 \left\{ \left[\frac{\bar{x} r_1}{a} + j \left(x_1^0 \bar{x} - \frac{x_k^0}{a^2} \right) \right] Y_1^* - \bar{x} \right\}, \quad (8.49)$$

где

$$\bar{x} = 1 + \frac{x_k^0}{x_c^0}. \quad (8.50)$$

Так как $Y_1^* = g_1^* + jb_1^*$, то нетрудно получить следующие соотношения между напряжением на нагрузке и э. д. с., наводимой в фазе статора асинхронного генератора:

$$\begin{aligned} \dot{U}_H = -\dot{E}_1^0 \left\{ \left[\bar{x} r_1 g_1^* - b_1^* \left(a x_1^0 \bar{x} - \frac{x_k^0}{a} \right) - a \bar{x} \right] + \right. \\ \left. + j \left[g_1^* \left(a x_1^0 \bar{x} - \frac{x_k^0}{a} \right) + \bar{x} r_1 b_1^* \right] \right\}; \end{aligned} \quad (8.51)$$

$$\begin{aligned} U_H = E_1^0 \sqrt{\left[\bar{x} r_1 g_1^* - b_1^* \left(a x_1^0 \bar{x} - \frac{x_k^0}{a} \right) - a \bar{x} \right]^2 +} \\ + \left[g_1^* \left(a x_1^0 \bar{x} - \frac{x_k^0}{a} \right) + \bar{x} r_1 b_1^* \right]^2}. \end{aligned} \quad (8.52)$$

Если принять аргумент $-\dot{E}_1^0$ равным нулю, то аргумент комплекса $\dot{U}_H$ может быть определен по его тангенсу

$$\operatorname{tg} \varphi_U = \frac{g_1^* \left(a x_1^0 \bar{x} - \frac{x_k^0}{a} \right) + \bar{x} r_1 b_1^*}{\bar{x} r_1 g_1^* - b_1^* \left(a x_1^0 \bar{x} - \frac{x_k^0}{a} \right) - a \bar{x}}. \quad (8.53)$$

Более удобные для расчетов соотношения между напряжением $\dot{U}_H$ и э. д. с. $\dot{E}_1$ для асинхронного генератора с параллельными конденсаторами можно получить, полагая в выражении (8.48) $x_k^0 = 0$. При этом

$$\dot{U}_H = -a \dot{E}_1^0 \frac{Y_1^* - Y_{1k}^*}{Y_{1k}^*},$$

а

$$U_H = a E_1^0 \frac{|Y_1^* - Y_{1k}^*|}{|Y_{1k}^*|}. \quad (8.54)$$

На рис. 8.4 построено геометрическое место конца вектора Y_{1k}^* при изменении a от нуля до бесконечности. Как следует из выражения (8.47), оно представляет собой полуокружность, центр которой находится на мнимой оси, а диаметр

$$OD' = \frac{1}{m_y x_1^0}. \quad (8.55)$$

Шкала a (прямая $A'B'$) строится аналогично шкале β .

Точка A' соответствует $a=0$. Для получения второй точки (для некоторого значения a) необходимо провести луч из начала координат под углом, тангенс которого равен $x_1^0 a / r_1$. На рис. 8.4 показана точка C' , соответствующая $a=1$.

Используя геометрические места Y_1^* и Y_{1k}^* , можно получить удобное для расчетов выражение напряжения U_H через отрезки прямых диаграмм проводимостей.

Так как $|Y_{1k}^*| = OLm_y$, а $|Y_1^* - Y_{1k}^*| = MLm_y$, то выражение (8.54) для напряжения на нагрузке асинхронного генератора с параллельными конденсаторами можно представить в виде

$$U_H = E_1^0 a \frac{ML}{OL}. \quad (8.56)$$

8.8. Расчет характеристик асинхронного генератора с конденсаторным возбуждением при изменяющейся угловой скорости вращения приводного двигателя

При вращении асинхронного генератора от приводного двигателя, угловая скорость вращения которого изменяется с течением времени, частота напряжения генератора f_1 также будет изменяться.

Для оценки свойств генератора в этом случае можно использовать внешнюю и регулировочную скоростные характеристики.

Внешней скоростной характеристикой называется зависимость напряжения на нагрузке генератора от его угловой скорости вращения при постоянных значениях емкостей конденсато-

ров, активного сопротивления и индуктивности нагрузки: $U_n = f(\omega)$ при $r_n = \text{const}$, $x_n^0 = \text{const}$, $C_c = \text{const}$, $C_k = \text{const}$.

Регулировочной скоростной характеристикой называется зависимость регулируемой емкости от угловой скорости вращения генератора при постоянных напряжении на нагрузке, регулируемой емкости, активном сопротивлении и индуктивности нагрузки: $C_c = f(\omega)$ при $U_n = \text{const}$, $C_k = \text{const}$, $r_n = \text{const}$, $x_n^0 = \text{const}$.

Здесь в качестве регулируемой рассматривается емкость конденсаторов, включенных параллельно с нагрузкой.

Для генератора с параллельными конденсаторами $C_k = \infty$.

Регулировочная скоростная характеристика показывает, как надо изменять емкость, чтобы при изменении угловой скорости вращения генератора напряжение его оставалось постоянным.

Для того чтобы оценить, в каких пределах необходимо изменять емкость для стабилизации напряжения генератора, достаточно построить две регулировочные скоростные характеристики: для режима холостого хода генератора ($Z_n = \infty$) и для минимального сопротивления нагрузки ($Z_n = Z_{n\text{мин}}$).

Чтобы построить внешнюю скоростную характеристику, необходимо для различных α определить напряжение генератора и его угловую скорость вращения.

Пределы, в которых изменяется α , определяются в основном диапазоном изменения угловой скорости генератора. При изменении угловой скорости генератора от $\omega_{\text{мин}}$ до $\omega_{\text{макс}}$ величина α изменяется от $\alpha_{\text{мин}} \approx r\omega_{\text{мин}}/2\pi \cdot f_{\text{ном}}$ до $\alpha_{\text{макс}} \approx r\omega_{\text{макс}}/2\pi \cdot f_{\text{ном}}$. Чтобы учесть влияние скольжения на α , необходимо несколько расширить диапазон изменения α в области малых значений.

Для определения напряжения компаундированного асинхронного генератора для различных α необходимо построить геометрические места концов векторов — Y_2^* и Y_1^* (см. рис. 8.4). Чтобы построить геометрическое место вектора Y_1^* , необходимо рассчитать эту проводимость для различных α при постоянных r_1 , x_1^0 , r_n , x_n^0 , x_c^0 , x_k^0 , входящих в формулы (8.40), (8.43), (8.44).

Задавшись значением α , определяем на геометрическом месте концов вектора Y_1^* положение конца этого вектора (например, точка M). Опустив из найденной точки перпендикуляр на действительную ось до пересечения с окружностью $-Y_2^*$, определяем положение конца вектора $-Y_2^*$ (точка N), а, следовательно, величину реактивной проводимости намагничивающего контура $b_m^0 = m_b MN$ и величину β по шкале AB .

По графику $b_m^0 = f(E_1^0)$ определяется э. д. с., наводимая в фазе статора генератора E_1^0 , а затем по формуле (8.52) рассчитывается напряжение генератора.

Для генератора с конденсаторами, включенными параллельно с нагрузкой, при расчете Y_1^* , следует учитывать, что

$x_k = 0$, и, кроме того, можно построить геометрическое место концов вектора Y_{1k}^* .

Определение E_1^0 при этом выполняется таким же образом, как и для компаундированного асинхронного генератора, а падение рассчитывается с помощью выражения (8.56).

Угловая скорость вращения генератора может быть выражена через α :

$$\omega = \omega_c(1-s) = \frac{2\pi f_1}{p} \left(1 - \frac{f_2}{f_1}\right) = \frac{2\pi f_{\text{ном}}}{p} (\alpha - \beta). \quad (8.57)$$

Чтобы построить скоростную регулировочную характеристику, необходимо, задавшись рядом значений α , определить для каждого из этих значений величину регулируемой емкости и угловую скорость вращения генератора.

Угловая скорость вращения генератора рассчитывается по формуле (8.57).

Для определения емкости необходимо построить геометрические места концов векторов $Y_1^* - Y_2^*$ и, исходя из данных расчета магнитной цепи, — график зависимости $b_m^0 = f(E_1^0)$. Геометрическое место концов вектора Y_1^* строится при заданном α для ряда значений регулируемой емкости по рассчитанным проводимостям g_1^* и b_1^* . Число этих геометрических мест равняется числу значений α , которыми задаются при построении скоростной регулировочной характеристики.

Каждому значению регулируемой емкости, использованному при построении геометрического места концов вектора Y_1^* , соответствует точка на этом геометрическом месте и отрезок перпендикуляра к оси ординат между этой точкой и геометрическим местом $-I_2^*$. Произведение длины этого отрезка на масштаб проводимостей определяет проводимость b_m^0 при данном значении регулируемой емкости.

Используя формулу (8.52) для заданного U_1 и этого значения регулируемой емкости, можно определить э. д. с. E_1^0 и построить еще один график зависимости $b_m^0 = f(E_1^0)$. Точка пересечения двух рассмотренных графиков $b_m^0 = f(E_1^0)$ определит действительное значение э. д. с. E_1^0 и соответствующую ему величину регулируемой емкости.

Для генератора с конденсаторами, включенными параллельно с нагрузкой, $x_k = 0$, что упрощает расчет Y_1^* . Если, кроме того, построить геометрическое место концов вектора Y_{1k}^* , то существенно упростится расчет э. д. с. генератора $E_1^0 = \frac{U_k \cdot OL}{\alpha \cdot ML}$.

Значения U_k и α здесь известны. Отрезок OL соединяет начало координат с точкой L , соответствующей данному α и нахо-

дящейся на геометрическом месте концов вектора Y_{1k}^* . Отрезок ML соединяет точку M геометрического места концов вектора Y_1 , соответствующую данному значению регулируемой емкости, с точкой L .

8. 9. Определение величин, характеризующих работу асинхронного генератора с конденсаторным возбуждением

При расчете характеристик асинхронного генератора графо-аналитическим методом с помощью диаграмм проводимостей нетрудно определить токи генератора и другие характеризующие его работу величины.

Определим сначала эти величины для генератора, частота напряжения которого постоянна. Токи в ветвях его схемы замещения (см. рис. 2.2, б) выражаются через отрезки диаграмм проводимостей, показанных на рис. 8.1 и 8.2, следующим образом:

$$\begin{aligned} I_2^* &= U_1 m_y \cdot OL = m_i \cdot OL, \\ I_{s0} &= U_1 m_y \cdot KO = m_i \cdot KO, \\ I_c &= U_1 m_y \cdot NL = m_i \cdot NL, \\ I_n &= U_1 m_y \cdot NK = m_i \cdot NK, \\ I_1 &= U_1 m_y \cdot KL = m_i \cdot KL, \end{aligned}$$

где $m_i = m_y U_1$ — масштаб тока.

Так как активная мощность ветви пропорциональна напряжению в квадрате на этой ветви и активной составляющей ее проводимости, то полезная мощность, отдаваемая в нагрузку,

$$P_n = m_i U_1^2 y_n \cos \varphi_n = m_i m_y U_1^2 K N'$$

для генератора с конденсаторами, включенными параллельно с нагрузкой, и

$$P_n = m_i U_1^2 y_s \cos \varphi_s = m_i m_y U_1^2 K N'$$

для компаундированного асинхронного генератора.

Механическая мощность, подводимая к генератору без учета механических и добавочных потерь,

$$P_{\text{мех}} = m_i I_2'^2 c_1^2 r_2' \frac{1-s}{s}.$$

В последнем выражении c_1 рассматривается как действительное число.

Определив механическую мощность, можно найти к. п. д. генератора

$$\eta \approx \frac{P_n}{P_{\text{мех}} + \Delta P_{\text{мех}} + \Delta P_{\text{доб}} + \Delta P_{\text{вр}}}$$

и развиваемый генератором электромагнитный тормозной момент

$$M = \frac{P_{\text{мех}}}{\omega} = \frac{pP_{\text{мех}}}{2\pi f_1(1-s)}.$$

Момент первичного двигателя должен превышать тормозной момент генератора:

$$M_1 = M + M_0,$$

где M_0 — тормозной момент, обусловленный механическими и добавочными потерями.

При тепловом расчете может возникнуть необходимость определения потерь в отдельных элементах генератора. В этом случае потери в обмотке статора, обмотке ротора и в стали статора генератора можно рассчитать, используя следующие выражения:

$$\Delta p_{\text{м1}} = m_1 I_1^2 r_1,$$

$$\Delta p_{\text{м2}} = m_1 I_2'^2 r_2' = m_1 c_1^2 I_2'^2 r_2',$$

$$\Delta p_{\text{с1}} \approx m_1 U_{1g0}^2 - m_1 I_{s0}^2 r_1 = m_1 m_y U_1^2 K' K - m_1 I_{s0}^2 r_1.$$

Если генератор приводится во вращение от двигателя с изменяющейся угловой скоростью, то при расчете скоростных характеристик определяются напряжение U_1 и э.д.с. E_1^0 . Это позволяет найти токи ветвей схемы замещения, выразив их через отрезки диаграмм проводимостей (см. рис. 8.4):

$$I_1 = E_1^0 y_1^* = E_1^0 m_y \cdot OM,$$

$$I_2' = E_1^0 y_2^* = E_1^0 m_y \cdot ON,$$

$$I_m = E_1^0 b_m^0 = E_1^0 m_y \cdot NM$$

и через сопротивления ветвей этой схемы

$$I_{03} = E_1^0 \alpha^{0,3} g_m^0,$$

$$I_c = \frac{U_1 \alpha}{x_c^0},$$

$$I_n = \frac{U_1}{V r_n^2 + (x_n^0 - x_k^0/\alpha)^2}.$$

Для генератора с конденсаторами, включенными параллельно с нагрузкой, $x_k^0 = 0$. Зная токи, нетрудно определить потери в обмотках генератора и в стали статора:

$$\Delta p_{\text{м2}} = m_1 I_2'^2 r_1,$$

$$\Delta p_{\text{м2}} = m_1 I_2'^2 r_2',$$

$$\Delta p_{\text{с1}} = m_1 (E_1^0 \alpha)^2 \frac{1}{r_m^0 \alpha^{0,7}} = m_1 E_1^{0,2} g_m^0 \alpha^{1,3}.$$

Полезная мощность, отдаваемая генератором в нагрузку,
 $P_{\text{н}} = m_1 I_{\text{н}}^2 r_{\text{н}}$.

Механическая мощность генератора (без учета механических и добавочных потерь) определяется с помощью выражения

$$P_{\text{мех}} = m_1 E_1^{02} g_2^* (\alpha - \beta) = m_1 E_1^{02} (\alpha - \beta) m_y \cdot ON'.$$

Отрезок ON' показан на рис. 8.4.

Электромагнитный момент, развиваемый генератором, равен частному от деления электромагнитной мощности на угловую скорость вращения магнитного поля

$$M = \frac{P_{\text{эм}}}{\omega_c}.$$

Так как $\omega_c = \omega_c^0 \alpha$,

где ω_c^0 — угловая скорость вращения поля при номинальной частоте $f_{\text{ном}}$, а

$$P_{\text{эм}} = m_1 (E_1^0 u) I'_{2a} = m_1 E_1^{02} \alpha g_2^*,$$

то

$$M = \frac{m_1 E_1^{02} g_2^*}{\omega_c^0} = \frac{m_1 m_y E_1^{02}}{\omega_c^0} ON'.$$

К. п. д. и момент приводного двигателя определяются по формулам, приведенным для генератора, частота напряжения которого не изменяется.

Глава 9

РЕГУЛИРОВАНИЕ НАПРЯЖЕНИЯ АВТОНОМНОГО АСИНХРОННОГО ГЕНЕРАТОРА И ОПРЕДЕЛЕНИЕ ПАРАМЕТРОВ РЕГУЛИРУЮЩИХ ОРГАНОВ

9.1. Классификация систем автоматического регулирования напряжения асинхронного генератора

Напряжение асинхронного генератора является функцией нагрузки и угловой скорости вращения приводного двигателя.

Для стабилизации напряжения асинхронных генераторов при изменении этих величин необходимо, как правило, применять автоматические регуляторы напряжения.

В основу работы автоматических регуляторов напряжения асинхронных генераторов положен принцип управления по отклонению, по возмущающему воздействию и принцип комбинированного управления.

Регуляторы, работа которых основана на принципе управления по отклонению, используются для стабилизации напряжения

асинхронных генераторов с параллельно включенными конденсаторами.

Стабилизация напряжения по возмущающему воздействию — току нагрузки осуществляется в компаундированных асинхронных генераторах, не снабженных специальными регулируемыми устройствами. При жестких требованиях к стабильности напряжения генератора этот принцип используется ограниченно и возможен при небольших диапазонах изменения тока нагрузки.

При необходимости стабилизации напряжения асинхронного генератора с высокой точностью может использоваться принцип комбинированного управления. Компаундированный генератор в этом случае снабжается регулятором напряжения, осуществляющим изменение емкостей, подключенных к фазам машины.

Комбинированное управление может использоваться и в асинхронных генераторах с параллельно включенными конденсаторами путем применения обратной связи по току нагрузки в регуляторе напряжения.

При комбинированном управлении регулятор генератора с параллельно включенными конденсаторами осуществляет воздействие на генератор при изменении как тока, так и напряжения нагрузки.

В асинхронном генераторе нет цепи, подобной цепям возбуждения синхронных машин и машин постоянного тока. Регулирование напряжения асинхронного генератора осуществляется путем изменения следующих параметров силовых цепей (электрической или магнитной):

- емкости устройств, подключаемых к фазам генератора (в дальнейшем она называется эквивалентной емкостью);
- степени насыщения магнитной цепи.

Другие способы регулирования напряжения асинхронного генератора имеют ограниченное применение и в дальнейшем не рассматриваются.

Регулирующие органы регуляторов напряжения, включенные в силовую цепь, имеют, как правило, сравнительно большие размеры и массу, составляющую существенную часть массы генераторной установки в целом. Поэтому стабилизация напряжения асинхронного генератора является важной проблемой теории и применения асинхронных генераторов. В ряде случаев она лимитирует область использования асинхронных генераторов на летательных аппаратах.

Для возбуждения асинхронного генератора и обеспечения возможности изменения эквивалентной емкости с целью стабилизации напряжения к фазам генератора должны быть подключены линейные конденсаторы, емкость которых постоянна, и регулирующий орган*.

* Эти линейные конденсаторы часто называют базовыми.

В качестве регулирующего органа, предназначенного для изменения эквивалентной емкости, используются:

- линейный конденсатор, периодически подключаемый параллельно базовому конденсатору;
- нелинейный конденсатор;
- линейный дроссель;
- нелинейный дроссель (магнитный усилитель).

При стабилизации напряжения асинхронного генератора путем изменения степени насыщения магнитной цепи регулирующим органом является специальная намагничивающая обмотка, по которой протекает постоянный ток (ток управления).

Системы автоматического регулирования напряжения асинхронного генератора могут быть непрерывными или релейными.

Релейные системы отличаются большим быстродействием. В некоторых случаях они позволяют уменьшить массу генераторной установки при более простой конструкции и достаточно высокой надежности. Недостатком этих систем является модуляция напряжения асинхронного генератора.

Выбор принципа работы регулятора и типа регулирующего органа определяется требованиями, предъявляемыми к асинхронному генератору, и внешними условиями, в которых он работает.

9.2. Регулирование напряжения асинхронного генератора при использовании в качестве регулирующего органа линейных конденсаторов

Линейные конденсаторы применяются в качестве регулирующего органа в релейных системах автоматического регулирования напряжения асинхронных генераторов. Такие схемы рассмотрены в работах [6, 28, 32].

В генераторной установке с релейным регулятором при уменьшении напряжения генератора и отклонении его от номинального значения на заданную величину к базовым конденсаторам C_6 подключаются дополнительные конденсаторы C_d (рис. 9.1). Это приводит к увеличению эквивалентной емкости до величины $C_6 + C_d$, при которой напряжение генератора начинает возрастать. Когда оно превысит номинальное напряжение на определенную величину, дополнительные конденсаторы отключаются и эквивалентная емкость становится равной емкости базовых конденсаторов C_6 . Уменьшение эквивалентной емкости приводит к уменьшению напряжения асинхронного генератора.

Рассмотренный процесс носит периодический характер. Амплитуда напряжения асинхронного генератора изменяется с течением времени по некоторому закону относительно среднего значения, равного номинальному. Автоколебания амплитуды напряжения — характерная особенность релейного способа регулирования напряжения асинхронного генератора.

Вследствие этих автоколебаний возникает амплитудная модуляция напряжения асинхронного генератора. Частота автоколебаний (модуляции напряжения асинхронного генератора) равняется частоте включения дополнительных конденсаторов. Она приблизительно на порядок ниже частоты напряжения асинхронного генератора.

В зависимости от конкретной реализации системы автоматического регулирования частота автоколебаний может быть либо

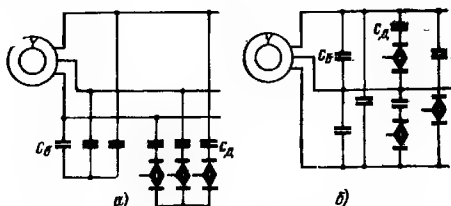


Рис. 9.1. Электрические схемы асинхронного генератора с релейной стабилизацией напряжения, осуществляемой периодическим включением и отключением дополнительных линейных конденсаторов, в цепи которых включены симметричные тиристоры:

а—с включением регулирующего устройства звездой; б—с включением регулирующего устройства треугольником

постоянной (равной частоте напряжения задающего автогенератора, входящего в регулятор), либо может быть функцией параметров генератора и регулятора и может изменяться при изменении нагрузки.

При периодическом подключении дополнительных конденсаторов к асинхронному генератору величина его напряжения определяется средним значением эквивалентной емкости за период автоколебаний.

На рис. 9.2 показан приближенный график изменения действующего значения тока, протекающего в цепи базовых и дополнительных конденсаторов (эквивалентного тока), в течение периода автоколебаний T_a . При принятом на рис. 9.2 законе изменения действующего значения эквивалентного тока среднее значение его

$$I_{\text{ср}} = \frac{1}{T_a} \int_0^{T_a} I_s dt = U_1 \omega_1 (C_b + C_d \tau_s), \quad (9.1)$$

где τ_v — относительное значение времени включенного состояния дополнительных конденсаторов,

$$\tau_v = \frac{I_v}{I_a}. \quad (9.2)$$

Из выражения (9.1) следует, что среднее значение эквивалентной емкости

$$C_{э.ср} = C_6 + C_d \tau_v \quad (9.3)$$

является линейной функцией относительного значения времени включения дополнительных конденсаторов. Для увеличения среднего значения эквивалентной емкости необходимо увели-

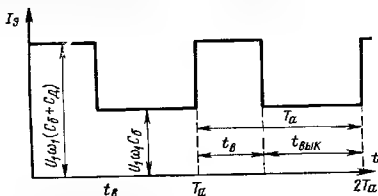


Рис. 9.2. График изменения действующего значения эквивалентного тока, протекающего в цепи базовых и дополнительных конденсаторов при релейной стабилизации напряжения асинхронного генератора

вать относительное время включения дополнительных конденсаторов.

При $\tau_v = 0$ $C_{э.ср} = C_6$; при $\tau_v = 1$ $C_{э.ср} = C_6 + C_d$.

Для обеспечения устойчивых автоколебаний при предельных значениях нагрузки асинхронного генератора необходимо, чтобы минимальное значение эквивалентной емкости было меньше, а максимальное больше соответствующих величин, определяемых по регулировочной характеристике. Если известны $C_{э.макс}$ и $C_{э.мин}$, то

$$C_6 \leq C_d \leq k_p C_{э.макс}, \quad (9.4)$$

$$C_6 = \frac{1}{k_p} C_{э.мин},$$

где $k_p = 1,05 \div 1,10$.

Из системы уравнений (9.4) следует, что

$$C_6 = \frac{C_{э.мин}}{k_p}; \quad (9.5)$$

$$C_d = k_p \left(C_{э.макс} - \frac{C_{э.мин}}{k_p^2} \right). \quad (9.6)$$

Периодическое включение и отключение дополнительных конденсаторов может осуществляться с помощью полупроводниковых приборов: встречно-параллельно включенных тиристоров и диодов, встречно-параллельно включенных тиристоров или симметричных тиристоров. На рис. 9.1 показаны электрические схемы асинхронного генератора, к фазам которого подключаются с помощью симметричных тиристоров дополнительные конденсаторы, соединенные в звезду или в треугольник.

Достоинством рассмотренного способа регулирования напряжения является то, что в этом случае обеспечивается наименьшее по сравнению с другими способами значение массы регулятора напряжения и генераторной установки в целом при сравнительно малых потерях в регулирующем органе.

К числу недостатков этого способа относятся; перенапряжения на конденсаторах, неблагоприятные условия работы тиристоров (большие скорости нарастания анодного тока), заметные искажения формы кривой напряжения асинхронного генератора и модуляции этого напряжения.

Степень модуляции имеет предел, обусловленный невозможностью существенного увеличения частоты автоколебаний амплитуды напряжения асинхронного генератора.

9.3. Регулирование напряжения асинхронного генератора при использовании в качестве регулирующего органа нелинейных конденсаторов

Нелинейными конденсаторами, или варикондами, называют конденсаторы, в которых используются сегнетокерамические диэлектрики с резко выраженной зависимостью диэлектрической проницаемости от напряженности внешнего электрического поля.

При увеличении напряженности внешнего электрического поля (напряжения на конденсаторе) диэлектрическая проницаемость, а, следовательно, и емкость конденсатора, возрастает, достигает максимального значения, а затем уменьшается (рис. 9.3).

Нелинейные свойства сегнетокерамики характеризуются коэффициентом нелинейности $k_{\sim} = \frac{\epsilon_{\text{макс}}}{\epsilon_5}$, представляющим собой отношение максимального значения диэлектрической проницаемости к ее значению при перемещении напряжения 5 В частотой 50 Гц. В среднем $k_{\sim} = 13,5$ для сегнетокерамики ВК-2 и $k_{\sim} = 10$ для сегнетокерамики ВК-4.

В настоящее время известно несколько сотен сегнетоэлектриков, но практически для изготовления варикондов используются семь видов сегнетокерамики: ВК-1, ВК-2, ..., ВК-7. Эти материалы отличаются друг от друга величиной диэлектрической

проницаемости, коэффициентом нелинейности, температурой Кюри и другими параметрами.

Значительный вклад в изучение сегнетоэлектриков сделан В. М. Вулом, Г. А. Смоленским, Т. Н. Вербицкой и другими исследователями [10, 12]. Однако почти во всех этих работах изучались поведение и свойства сегнетоэлектриков при малых значениях подведенных к конденсаторам переменного и постоянного напряжений.



Рис. 9.3. График зависимости емкости вариконда от действующего значения подводимого к нему переменного напряжения

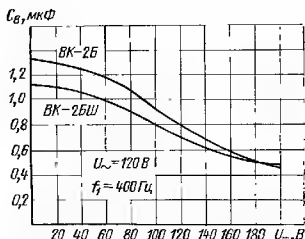


Рис. 9.4. Реверсивные характеристики варикондов

При использовании варикондов для регулирования напряжения асинхронных генераторов напряжения на них достигают 120 В и более. Поведение и свойства варикондов при таких значениях напряжений проанализированы В. А. Винокуровым и И. А. Поповым. Они провели экспериментальные исследования характеристик варикондов, показали целесообразность применения варикондов ВК-2 и ВК-4 для регулирования напряжения и получили приводимые далее аналитические выражения для реверсивных характеристик.

Диэлектрическая проницаемость сегнетокерамики и емкость вариконда являются функциями постоянного и переменного напряжений, которые одновременно подводятся к вариконду.

Зависимость емкости вариконда или протекающего через него тока от постоянного напряжения при заданном значении переменного напряжения называется реверсивной характеристикой вариконда. На рис. 9.4 показаны полученные экспериментальным путем реверсивные характеристики варикондов ВК-2Б и ВК-2БШ.

Эти характеристики аппроксимируются аналитическими выражениями

$$C_{\text{в}} = 0,122 \sqrt{U_{\sim}} (1 - 0,00270 U_{\sim}) \quad (9.7)$$

для ВК-2Б и

$$C_{\text{в}} = 0,103 \sqrt{U_{\sim}} (1 - 0,00234 U_{\sim}) \quad (9.8)$$

для ВК-2БШ.

В этих формулах напряжение в В, емкость — в мкФ.

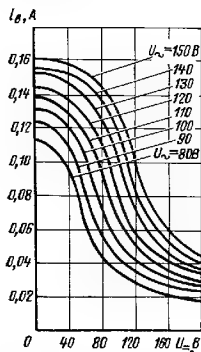


Рис. 9.5. Реверсивные характеристики вариконда ВК-2Б при различных действующих значениях подводимого к нему переменного напряжения

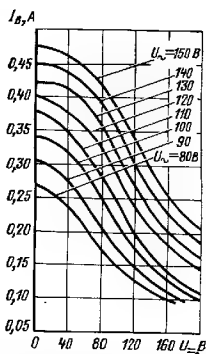


Рис. 9.6. Реверсивные характеристики вариконда ВК-2БШ при различных действующих значениях подводимого к нему переменного напряжения

При расчете цепей с варикондами часто исходят из полученных экспериментальным путем зависимостей от напряжений не емкостей конденсаторов, а протекающих через них токов.

На рис. 9.5 и 9.6 показаны такие зависимости для варикондов ВК-2Б и ВК-2БШ.

Для вариконда ВК-2БШ эти зависимости можно получить, пользуясь аналитическим выражением

$$I_{\text{в}} = 0,00168 \frac{U_{\sim}^2}{U_{\sim} + \frac{U_{\sim}}{U_{\sim}} + \left(\frac{U_{\sim}}{U_{\sim}}\right)^2 + \left(\frac{U_{\sim}}{U_{\sim}}\right)^3} \quad (9.9)$$

Из реверсивных характеристик следует, что, изменяя постоянное напряжение на обкладках вариконда, можно регулировать его емкость (т. е. протскающий через вариконд ток).

Для увеличения емкости вариконда и протекающего через него тока необходимо уменьшать постоянное напряжение. Нулевому значению этого напряжения соответствует максимальное значение емкости и тока вариконда.

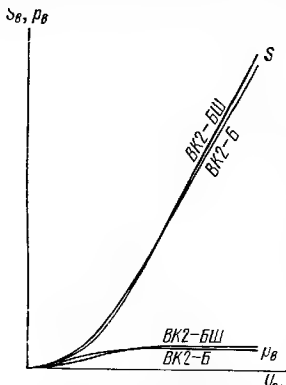


Рис. 9.7. График зависимости полной мощности $S_{\text{в}}$ и потерь $\Delta p_{\text{в}}$ варикондов ВК2-Б и ВК2-БШ от напряжения при $f_1 = 400$ Гц

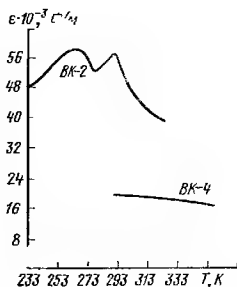


Рис. 9.8. Графики зависимостей диэлектрической проницаемости сегнетокерамики ВК-2 и ВК-4 от температуры

Наиболее интенсивное изменение емкости вариконда при изменении постоянного напряжения имеет место на среднем участке реверсивных характеристик. При малых и больших значениях постоянного напряжения изменение его сравнительно мало сказывается на емкости вариконда.

С помощью варикондов можно стабилизировать напряжение асинхронного генератора и в случае, когда к вариконду не подводится постоянное напряжение. Для этого рабочая точка должна находиться на правой ветви характеристик, показанной на рис. 9.3. При уменьшении напряжения генератора емкость варикондов будет увеличиваться, что обусловит некоторую стабилизацию напряжения. Но точность ее получается небольшой.

В. А. Винокуровым и И. А. Поповым [24, 28] отмечена важная особенность энергетических характеристик варикондов. Диэлектрические потери варикондов возрастают при увеличении

напряжения переменного тока до определенной величины. При дальнейшем увеличении напряжения они остаются постоянными, в то время как полная и реактивная мощность увеличиваются почти пропорционально напряжению (рис. 9.7). Поэтому вариконды в силовых устройствах целесообразно использовать при сравнительно больших напряжениях от 80—100 В и выше.

Особенностью сегнетоэлектриков является зависимость их параметров и характеристик от температуры.

На рис. 9.8 показаны графики зависимости диэлектрической проницаемости сегнетокерамики от температуры при частоте 50 Гц при сильном переменном электрическом поле с напряженностью $(100—160) \cdot 10^3$ В/м.

Диэлектрическая проницаемость сегнетокерамики ВК-2 в диапазоне температур (233—333) К дважды достигает максимальных значений. Минимальное значение ее соответствует максимальной температуре этого диапазона 333 К.

Наиболее термостабильным является сегнетоэлектрик ВК-4. Диэлектрическая проницаемость его остается почти постоянной в диапазоне температур (233—353) К. Однако ВК-4 уступает ВК-2 в отношении величины диэлектрической проницаемости.

Поэтому для обеспечения минимального значения массы регулирующего органа более предпочтительны сегнетоконденсаторы ВК-2Б и ВК-2БШ. При определении числа и массы варикондов в регулирующем органе необходимо исходить из температуры, при которой емкость вариконда минимальна.

Возрастание емкости варикондов при отклонении температуры окружающей среды от расчетного значения компенсируется путем увеличения подводимого к ним управляющего напряжения постоянного тока. Это необходимо учитывать при определении параметров регулятора напряжения.

Вариконды из материалов ВК-2 и ВК-4 изготавливаются в серийном производстве по техническим условиям УБ0.460.038ТУ и имеют одинаковое конструктивное исполнение. Для регулирования напряжения асинхронных генераторов можно использовать три типа варикондов сравнительно большой емкости: ВК2-Б (номинальная емкость 0,15 мкФ), ВК2-БШ (номинальная емкость 0,15; 0,22 мкФ), ВК4-Б (номинальная емкость 0,1 мкФ). Номинальная емкость измеряется при напряжении 5 В частотой 50 Гц. С увеличением напряжения переменного тока емкость вариконда быстро возрастает и достигает максимального значения, которое в 8—10 раз превышает номинальное, при напряжении 60—100 В для ВК-2 и 80—120 В для ВК-4.

Вариконды из материала ВК-2 рассчитаны на предельные рабочие напряжения 160 В постоянного и 100 В переменного токов. Предельные напряжения постоянного и переменного токов для варикондов ВК4-Б одинаковы и равны соответственно 160 В

Следует отметить, что все типы варикондов выдерживают продолжительное время без повреждения, пробоя и поверхностного разряда напряжение переменного тока 160 В частотой 1000 Гц и кратковременно в течение 10 с напряжение постоянного тока 400 В [10].

Допустимые рабочие температуры варикондов следующие: 233—333 К для материала ВК-2 и 233—358 К для материала ВК-4.

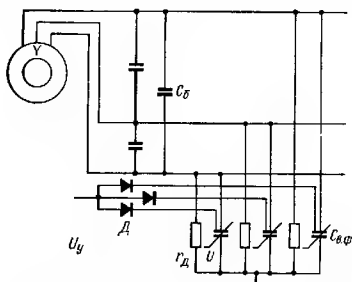


Рис. 9.9. Электрическая схема асинхронного генератора при использовании варикондов в качестве регулирующего органа для стабилизации напряжения

Вариконды ВК2-Б, ВК2-БШ, ВК4-Б изготавливаются в виде блоков, состоящих из нескольких параллельно включенных дисков. Блоки имеют форму цилиндра, диаметр которого равен $25 \cdot 10^{-3}$ м, а высота не превышает $18 \cdot 10^{-3}$ м.

Масса этих варикондов равняется $(20 - 40) 10^{-3}$ кг.

Вариконды отличаются высокой механической прочностью, способны выдерживать вибрации, тряски, ускорения и другие механические нагрузки.

На рис. 9.9 показана электрическая схема асинхронного генератора при использовании в качестве регулирующего органа варикондов [24].

Вариконды соединены в звезду, что позволяет использовать один источник постоянного тока для изменения емкости всех батарей варикондов, подключенных к фазам генератора, и разделять цепи постоянного и переменного токов. Параллельно каждой батарее варикондов включено сопротивление r_d для уменьшения постоянной времени цепи управления и улучшения динамических характеристик системы регулирования напряжес-

ния генератора. При уменьшении этого сопротивления уменьшается постоянная времени цепи управления, но увеличиваются потери, обусловленные протекающими по этим сопротивлениям переменным и постоянным токами:

$$\Delta p_A = \frac{3}{r_A} (U_1^2 + U_y^2). \quad (9.10)$$

Для предотвращения короткого замыкания между линейными проводами напряжение источника постоянного тока подводится к варикондам через диоды Д. Иногда вместо диодов в цепь управления включают сопротивления. Но это приводит к увеличению потерь и к необходимости повышения напряжения источника постоянного тока.

При расчете асинхронного генератора, в котором в качестве регулирующего органа используются вариконды, необходимо определить емкость базовых конденсаторов и число варикондов выбранного типа n_v , приходящихся на одну фазу.

Выражая максимальное и минимальное значения эквивалентной емкости через емкость базовых конденсаторов и соответствующие значения емкости варикондов, получим систему уравнений

$$\begin{aligned} C_0 + n_v C_{в, \max} &= C_{э, \max}, \\ C_0 + n_v C_{в, \min} &= C_{э, \min}, \end{aligned}$$

из которой следует, что

$$n_v = \frac{C_{э, \max} - C_{э, \min}}{C_{в, \max} - C_{в, \min}} = \frac{C_{э, \max}}{C_{в, \max}} \frac{1 - \frac{C_{э, \min}}{C_{э, \max}}}{1 - \frac{C_{в, \min}}{C_{в, \max}}}; \quad (9.11)$$

$$C_0 = C_{э, \max} - n_v C_{в, \max} = C_{э, \max} \left(1 - \frac{1 - \frac{C_{э, \min}}{C_{э, \max}}}{1 - \frac{C_{в, \min}}{C_{в, \max}}} \right). \quad (9.12)$$

Входящие в эти выражения $C_{в, \max}$ и $C_{в, \min}$ определяются по реверсивной характеристике выбранного типа вариконда, соответствующей рабочему значению переменного напряжения. При этом следует учитывать, что $C_{в, \min}$ не должно быть меньше емкости, соответствующей предельному рабочему напряжению постоянного тока. Величину $C_{в, \max}$ целесообразно определять, исходя из значения напряжения постоянного тока, при котором увеличение этого напряжения приводит к существенному изменению емкости вариконда.

Чем шире диапазон изменения емкости варикондов и, следовательно, меньше отношение $C_{в, \min}/C_{в, \max}$ при одном и том же

значении $C_{в.макс}$, тем меньше должно быть число варикондов на фазу и больше емкость базовых конденсаторов.

Минимальное значение емкости вариконда можно определить однозначно, задаваясь отношением емкости варикондов и базовых конденсаторов $\bar{C}_в$. Исходя из выражения

$$\bar{C}_в = \frac{C_{в.макс} n_v}{C_б} = \frac{1 - \frac{C_{э.мин}}{C_{э.макс}}}{\left(1 - \frac{C_{в.мин}}{C_{в.макс}}\right) \left(1 - \frac{1 - \frac{C_{э.мин}}{C_{э.макс}}}{1 - \frac{C_{в.мин}}{C_{в.макс}}}\right)},$$

получим

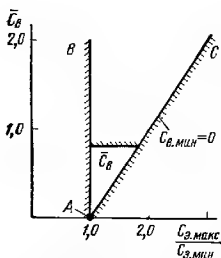
$$C_{в.мин} = \frac{C_{в.макс}}{\bar{C}_в} \left[\frac{C_{э.мин}}{C_{э.макс}} (1 + \bar{C}_в) - 1 \right]. \quad (9.13)$$

Так как $C_{в.мин} > 0$, то из последнего выражения следует, что

$$\bar{C}_в > \frac{C_{э.макс}}{C_{э.мин}} - 1, \quad (9.14)$$

т. е. область возможных значений $\bar{C}_в$ ограничена двумя лучами, выходящими из точки, расположенной на оси абсцисс на удалении $C_{э.макс}/C_{э.мин} = 1$ от начала координат (рис. 9.10). Эта область сужается по мере увеличения $C_{э.макс}/C_{э.мин}$.

Рис. 9.10. График для определения емкости варикондов



Выбор рабочей точки с координатами $(C_{э.макс}/C_{э.мин}, \bar{C}_в)$ у границы (луч AC), соответствующей $C_{в.мин} = 0$, лимитируется необходимостью использования больших управляющих напряжений постоянного тока. По мере удаления рабочей точки от этой границы увеличивается относительное значение емкости варикондов и форма кривой напряжения асинхронного генератора отличается от синусоидальной.

Искажение формы кривой напряжения асинхронного генератора, обусловленное нелинейностью характеристик варикондов, может лимитировать максимальное значение $\bar{C}_в$ и обусловить верхнюю границу области допустимых значений $\bar{C}_в$.

Экспериментальные исследования, выполненные И. А. Поповым, показали, что коэффициент искажения формы кривой напряжения асинхронного генератора изменяется почти пропорционально $\bar{C}_в$. Величина его не превышает 5%, если $\bar{C}_в \leq 0,8$.

В соответствии с этим на рис. 9.10 показана пунктиром верхняя граница значений $\bar{C}_в$.

Если принять в качестве исходных величин $C_{э.макс}$, $C_{э.мин}$, $\bar{C}_в$, $C_{в.макс}$, то, пользуясь системой уравнений

$$C_б + n_в C_{в.макс} = C_{э.макс},$$

$$C_б + n_в C_{в.мин} = C_{э.мин},$$

$$n_в C_{в.макс} = C_б \bar{C}_в,$$

получим формулы для определения $C_б$, $n_в$, $tg \delta_{в.р}/tg \delta$
 $C_{в.мин}$:

$$C_б = \frac{C_{э.макс}}{1 - \bar{C}_в}; \quad (9.15)$$

$$n_в = \frac{C_{э.макс}}{C_{в.макс}} \frac{\bar{C}_в}{1 + C_в}; \quad (9.16)$$

$$\begin{aligned} C_{в.мин} &= \frac{C_{в.макс}}{\bar{C}_в} \left[(1 + \bar{C}_в) \frac{C_{э.мин}}{C_{э.макс}} - 1 \right] - \\ &= \frac{C_{э.мин}}{n_в} - \frac{C_{в.макс}}{\bar{C}_в}. \end{aligned} \quad (9.17)$$

При выборе величины сопротивления r_d согласно рекомендациям И. А. Попова и Г. В. Привалова [24, 26] необходимо учитывать влияние ее как на постоянную времени варикондов

$$\tau_в = r_d C_{в.ф}, \quad (9.18)$$

так и на потери в регулирующем органе, складывающиеся из потерь в варикондах и потерь в шунтирующих эти конденсаторы сопротивлениях

$$\begin{aligned} \sum \Delta p &= \Delta p_n + \Delta p_r = Q_n \lg \delta_в + \frac{3}{r_л} (U_1^2 + U_y^2) = \\ &= Q_n \left[\lg \delta_в + \frac{3U_1^2}{Q_n r_л} (1 + k_u^2) \right], \end{aligned}$$

где $k_u = U_y/U_1$;

$Q_в$, $\lg \delta_в$ соответственно реактивная мощность и тангенс угла потерь варикондов.

Тангенс угла потерь варикондов с учетом потерь в шунтирующих сопротивлениях

$$\lg \delta_{в.р} = \frac{\sum \Delta p}{Q_n} = \lg \delta_в + \frac{3U_1^2}{Q_n r_л} (1 + k_u^2).$$

Так как

$$Q_u = 3U_1^2 \omega_1 C_{вф},$$

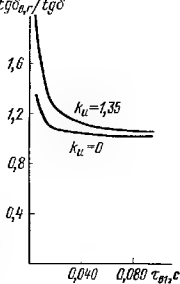


Рис. 9.11. График зависимостей относительного значения тангенса угла потерь вариконда, шунтированного добавочным сопротивлением, от постоянной времени

$$\operatorname{tg} \delta_{B,r} - \operatorname{tg} \delta_B + \frac{1 + k_u^2}{\omega_1 \tau_B}, \quad (9.19)$$

а

$$\frac{\operatorname{tg} \delta_{B,r}}{\operatorname{tg} \delta_B} = 1 + \frac{1 + k_u^2}{\omega_1 \tau_B \operatorname{tg} \delta_B}. \quad (9.20)$$

На рис. 9.11 показаны графики зависимости $\operatorname{tg} \delta_{B,r} / \operatorname{tg} \delta_B$ от τ_B при $k_u = 0$ и $k_u = 1,33$ для варикондов ВК2-Б. Величина $\operatorname{tg} \delta_B$ принята равной 0,222, что соответствует $U_1 = 120$ В, $U_y = 0$.

Резкое возрастание тангенса угла потерь при включении шунтирующих вариконды сопротивлений имеет место при постоянных времени $\tau_B < 0,03$ с. При $\tau_B > 0,05$ с увеличение тангенса потерь не превышает 10%.

9.4. Регулирование напряжения асинхронного генератора при использовании в качестве регулирующего органа дросселей

Способы соединения обмоток дросселя и базовых конденсаторов

Эквивалентную емкость устройств, включенных в цепи фаз асинхронного генератора, можно менять путем регулирования индуктивности входящего в эти устройства трехфазного дросселя. Этот дроссель представляет собой либо линейный дроссель, либо магнитный усилитель.

Индуктивность фаз линейного дросселя изменяется с помощью тиристорov, подключающих обмотки фаз к сети или шунтирующих эти обмотки в определенные моменты времени.

Индуктивность фаз магнитного усилителя изменяется с помощью тока, протекающего по обмотке управления усилителя.

Обмотки фаз дросселя могут включаться параллельно базовым конденсаторам или последовательно с ними (рис. 9.12).

Если требуется обеспечить минимальное значение массы асинхронного генератора, то необходимо использовать схему с соединением базовых конденсаторов в треугольник.

При установлении расчетных соотношений для различных способов соединения обмоток дросселя и базовых конденсаторов будем исходить из обозначения величин на рис. 9.12.

При параллельном соединении обмотки дросселя и базового конденсатора (рис. 9.12, а) выражение для тока в неразветвленной части цепи имеет вид

$$\begin{aligned} \dot{I}_s &= j\omega_1 C_6 \dot{U} - j \frac{1}{\omega_1 L_\pi} \dot{U} = j\omega_1 C_6 \dot{U} \left(1 - \frac{1}{\omega_1^2 C_6 L_\pi} \right) \\ &= j\omega_1 C_6 \dot{U} \left[1 - \left(\frac{\omega_0}{\omega_1} \right)^2 \right], \end{aligned} \quad (9.21)$$

где

$$\omega_0^2 = \frac{1}{C_6 L}$$

Представив формулу (9.21) в виде

$$I_3 = j\omega_1 C_{\text{экв}} \dot{U},$$

получим, что эквивалентная емкость

$$C_{\text{экв}} = C_6 \left(1 - \frac{1}{\omega_1^2 C_6 L} \right) = C_6 \left[1 - \left(\frac{\omega_0}{\omega_1} \right)^2 \right]. \quad (9.22)$$

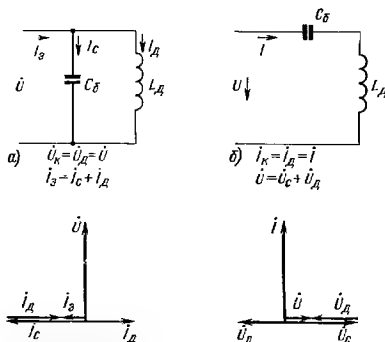


Рис. 9.12. Схема параллельного (а) и последовательного (б) соединений конденсатора и дросселя и соответствующие им векторные диаграммы

Эквивалентная емкость параллельного соединения базового конденсатора и обмотки дросселя, являющаяся функцией C_6 и L_D , достигает максимального значения

$$C_{\text{экв. макс}} = C_6 \quad (9.23)$$

при $L_D \rightarrow \infty$. Уменьшение индуктивности дросселя приводит к уменьшению эквивалентной емкости (рис. 9.13, а). При $L_D = -L_0 = 1/\omega_1^2 C_6$ эквивалентная емкость становится равной нулю. Дальнейшее уменьшение индуктивности дросселя приводит к изменению характера эквивалентного сопротивления: оно становится индуктивным. При параллельном включении обмоток дросселя и базовых конденсаторов переход от емкостного к индуктивному эквивалентному сопротивлению происходит плавно

При последовательном соединении обмотки дросселя и базового конденсатора (см. рис. 9.12, б) ток

$$I = \frac{\dot{U}}{j\omega_1 L_\kappa - j \frac{1}{\omega_1 C_\delta}} = \frac{\dot{U}}{-j \frac{1}{\omega_1 C_\delta} (1 - \omega_1^2 L_\kappa C_\delta)} = \frac{\dot{U}}{-j \frac{1}{\omega_1 C_\delta} \left[1 - \left(\frac{\omega_1}{\omega_0} \right)^2 \right]} = \frac{\dot{U}}{-j \frac{1}{\omega_1 C_{\text{э.пс}}}}, \quad (9.24)$$

где

$$C_{\text{э.пс}} = \frac{C_\delta}{1 - \omega_1^2 L_\kappa C_\delta} = \frac{C_\delta}{1 - \left(\frac{\omega_1}{\omega_0} \right)^2}. \quad (9.25)$$

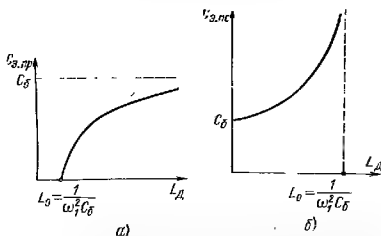


Рис. 9.13. Графики зависимости эквивалентной емкости от индуктивности дросселя при параллельном (а) и последовательном (б) соединении его с конденсатором, емкость которого постоянна

При последовательном соединении обмотки дросселя и базового конденсатора эквивалентная емкость имеет минимальное значение при $L_\delta = 0$:

$$C_{\text{э.пс.мин}} = C_\delta. \quad (9.26)$$

Увеличение индуктивности дросселя приводит к увеличению эквивалентной емкости (рис. 9.13, б). Величина последней стремится к бесконечности по мере того, как индуктивность дросселя приближается к L_0 .

Таким образом, эквивалентное сопротивление цепи, включающей в себя дроссель и базовый конденсатор, имеет емкостный характер при изменении индуктивности дросселя в пределах $\frac{1}{\omega_1^2 C_\delta} < L_\kappa \leq \infty$, когда обмотка его соединена параллельно

базовому конденсатору, и при $0 \leq L_\kappa < \frac{1}{\omega_1^2 C_\delta}$, когда обмотка

дросселя и базовый конденсатор соединены последовательно.

Изменение индуктивности обмотки дросселя, соединенной параллельно базовому конденсатору, при постоянной величине U приводит к изменению токов I_d , I_a . Ток I_k остается постоянным*.

Если же обмотка дросселя и базовый конденсатор соединены последовательно, то изменение L_d при постоянном U вызывает изменение тока дросселя, напряжения на конденсаторе

$$U_k = \frac{I}{\omega_1 C_6} = \frac{U}{\omega_1 C_6 \left| \frac{1}{\omega_1 C_6} - \omega_1 L_d \right|} = \frac{U}{|1 - \omega_1^2 L_d C_6|} = \frac{U}{\left| 1 - \left(\frac{\omega_1}{\omega_0} \right)^2 \right|}, \quad (9.27)$$

и напряжения на дросселе

$$U_d = I \omega_1 L_d = \frac{U \omega_1 L_d}{\left| \frac{1}{\omega_1 C_6} - \omega_1 L_d \right|} = \frac{U \omega_1^2 L_d C_6}{|1 - \omega_1^2 L_d C_6|} = \frac{U \left(\frac{\omega_1}{\omega_0} \right)^2}{\left| 1 - \left(\frac{\omega_1}{\omega_0} \right)^2 \right|}. \quad (9.28)$$

Если $L_d = 0$, то $U_k = U$, $U_d = 0$. При увеличении индуктивности обмотки дросселя возрастают напряжения на дросселе и конденсаторе. Величины этих напряжений стремятся к бесконечности по мере приближения индуктивности обмотки дросселя к L_0 .

Реактивные мощности дросселя и базового конденсатора определяются по формулам $Q_{d, \text{пр}} = U I_d$, $Q_{c, \text{пр}} = U I_k$ при параллельном соединении этих элементов и по формулам

$$Q_{d, \text{пс}} = U_d I, \quad Q_{c, \text{пс}} = U_k I,$$

при последовательном соединении.

Выражая токи дросселя и конденсатора через напряжение сети, емкость конденсатора и индуктивность дросселя, получим

$$Q_{d, \text{пр}} = \frac{U^2}{\omega_1 L_d}; \quad (9.29)$$

$$Q_{c, \text{пр}} = \omega_1 C_6 U^2. \quad (9.30)$$

При последовательном соединении обмотки дросселя и конденсатора выражения их реактивных мощностей через индуктивность L_d и емкость C_6 имеют вид

$$Q_{d, \text{пс}} = \frac{U^2}{\omega_1 L_d \left(\frac{1}{\omega_1^2 C_6 L_d} - 1 \right)^2}; \quad (9.31)$$

$$Q_{c, \text{пс}} = \frac{U^2 \omega_1 C_6}{(1 - \omega_1^2 C_6 L_d)^2}. \quad (9.32)$$

* Этот режим имеет место в регулируемом асинхронном генераторе с параллельными конденсаторами, напряжение которого поддерживается постоянным.

На рис. 9.14 показаны графики зависимостей величин, характеризующих параллельное и последовательное соединения обмоток дросселя и базовых конденсаторов, от ω_0/ω_1 и ω_1/ω_0 .

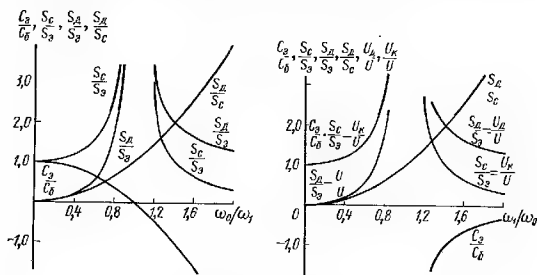


Рис. 9.14. Графики зависимостей величин, характеризующих параллельное (слева) и последовательное (справа) соединения дросселя и конденсатора, от относительного значения частоты

Все величины представлены в относительных единицах, через Q_0 обозначена мощность, равная UI_0 при параллельном и UI при последовательном соединении элементов.

Определение емкости базового конденсатора и индуктивности фазы дросселя

Для стабилизации напряжения генераторов при изменении тока нагрузки ($0 \leq I_H \leq I_{H, \text{макс}}$) и угловой частоты ($\omega_{1, \text{мин}} \leq \omega_1 \leq \omega_{1, \text{макс}}$) необходимо изменять эквивалентную емкость от минимального значения $C_{0, \text{мин}}$ при $\omega_{1, \text{макс}}$, $I_H = 0$ до максимального $C_{0, \text{макс}}$ при $\omega_{1, \text{мин}}$, $I_{H, \text{макс}}$.

Исходя из этих значений эквивалентной емкости и частоты, можно определить емкость базового конденсатора и индуктивность фазы дросселя.

Полагая для общности выводов, что максимальное значение индуктивности при параллельном соединении элементов отличается от ∞ , а минимальное при последовательном соединении элементов больше нуля, примем в качестве параметра отношение

$$k_L = \frac{L_{L, \text{макс}}}{L_{L, \text{мин}}} \quad (9.33)$$

Если $L_{L, \text{макс}} = \infty$ или $L_{L, \text{мин}} = 0$, то $k_L = \infty$.

При параллельном соединении обмотки дросселя и конденсатора индуктивность дросселя должна возрастать от минимального значения $L_{д.мин}$ до максимального значения

$$L_{д.макс} = k_L L_{д.мин} \quad (9.34)$$

для увеличения эквивалентной емкости от $C_{э.мин}$ до $C_{э.макс}$.

Используя выражение (9.22), получим систему уравнений для определения C_6 и $L_{д.мин}$:

$$C_6 - \frac{1}{\omega_{1мин}^2 L_{д.мин} k_L} = C_{э.макс},$$

$$C_6 - \frac{1}{\omega_{1макс}^2 L_{д.мин}} = C_{э.мин}.$$

Из решения этой системы следует, что

$$L_{д.мин} = \frac{1 - \frac{1}{k_L} \left(\frac{\omega_{1макс}}{\omega_{1мин}} \right)^2}{\omega_{1макс}^2 (C_{э.макс} - C_{э.мин})}; \quad (9.35)$$

$$C_6 = C_{э.мин} + \frac{C_{э.макс} - C_{э.мин}}{1 - \frac{1}{k_L} \left(\frac{\omega_{1макс}}{\omega_{2мин}} \right)^2}. \quad (9.36)$$

При постоянной частоте напряжения асинхронного генератора ($\omega_{1мин} = \omega_{1макс} = \omega_1$)

$$L_{д.мин} = \frac{1 - \frac{1}{k_L}}{\omega_1^2 (C_{э.макс} - C_{э.мин})}; \quad (9.37)$$

$$C_6 = C_{э.мин} + \frac{C_{э.макс} - C_{э.мин}}{1 - \frac{1}{k_L}}. \quad (9.38)$$

Если при постоянной частоте напряжения асинхронного генератора $k_L = \infty$, то для определения минимальной индуктивности обмотки дросселя и емкости базового конденсатора соответственно используются выражения

$$L_{д.мин} = \frac{1}{\omega_1^2 (C_{э.макс} - C_{э.мин})}; \quad (9.39)$$

$$C_6 = C_{э.макс}. \quad (9.40)$$

Для оценки влияния максимального значения индуктивности обмотки дросселя на $L_{д.мин}$ и C_6 при постоянной частоте напряжения статора рассмотрим выражения

$$\bar{C}_6 = \frac{C_6}{C_{6(k_L=\infty)}} = \frac{k_L - \frac{C_{\Sigma, \text{МИН}}}{C_{\Sigma, \text{МАКС}}}}{k_L - 1},$$

$$\delta C_6 = \frac{C_6 - C_{6(k_L=\infty)}}{C_{6(k_L=\infty)}} 100 = \frac{1}{k_L - 1} \left(1 - \frac{C_{\Sigma, \text{МИН}}}{C_{\Sigma, \text{МАКС}}} \right) 100,$$

$$\bar{L}_{\text{Д, МИН}} = \frac{L_{\text{Д, МИН}}}{L_{\text{Д, МИН}}(k_L=\infty)} = \frac{k_L - 1}{k_L},$$

$$\delta L_{\text{Д, МИН}} = \frac{|L_{\text{Д, МИН}} - L_{\text{Д, МИН}}(k_L=\infty)|}{L_{\text{Д, МИН}}(k_L=\infty)} 100 = \frac{100}{k_L}.$$

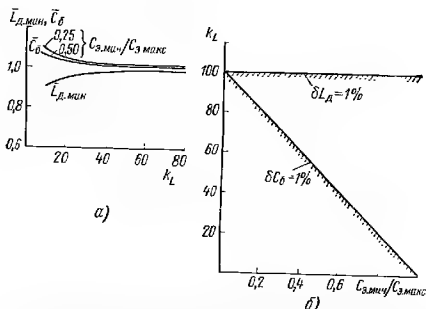


Рис. 9.15. Графики для оценки и учета влияния отклонения максимальной величины индуктивности дросселя от бесконечно большого значения на минимальную величину его индуктивности и емкость базового конденсатора

Из этих выражений следует, что неравенство максимального значения индуктивности дросселя бесконечности приводит к необходимости увеличения емкости базового конденсатора и уменьшения индуктивности дросселя. При этом массы конденсатора и дросселя увеличиваются.

На рис. 9.15, а показаны графики зависимости C_6 от k_L для двух значений отношения $C_{\Sigma, \text{МИН}}/C_{\Sigma, \text{МАКС}}$ и график $\bar{L}_{\text{Д, МИН}} = f(k_L)$.

Чем меньше k_L и $C_{\Sigma, \text{МИН}}/C_{\Sigma, \text{МАКС}}$, т. е. чем больше максимальное значение индуктивности дросселя отличается от бесконечности и чем шире диапазон изменения эквивалентной емкости, тем больше должна быть увеличена емкость базовых конденсаторов по сравнению со значением ее при $L_{\text{Д, МАКС}} = \infty$.

Отношение индуктивностей является функцией только k_L и тем больше отличается от единицы, чем меньше k_L .

Задаваясь допуском увеличением емкости базовых конденсаторов (на δC_6 процентов), можно при известном отношении минимального и максимального значений эквивалентной емкости определить k_L :

$$k_L - 1 : \frac{100}{\delta C_6} \left(1 - \frac{C_{\text{э.мин}}}{C_{\text{э.макс}}} \right). \quad (9.41)$$

График зависимости $k_L = f(C_{\text{э.мин}}/C_{\text{э.макс}})$ при $\delta C_6 = \text{const}$ представляет собой прямую линию. Он ограничивает снизу область допустимых значений k_L , показанную на рис. 9.15, б для $\delta C_6 \leq 1\%$.

На рис. 9.15, б показан также график зависимости $k_L = f(C_{\text{э.мин}}/C_{\text{э.макс}})$ при допущении, что $\delta L_{\text{д.мин}} = 1\%$.

Принятое допустимое изменение минимального значения индуктивности обмотки дросселя однозначно определяет величину k_L :

$$k_L = \frac{100}{\delta L_{\text{д.мин}}}. \quad (9.42)$$

График зависимости $k_L = f(C_{\text{э.мин}}/C_{\text{э.макс}})$ — прямая, параллельная оси абсцисс, является при заданном значении $\delta L_{\text{д.мин}}$ границей снизу области допустимых значений k_L . На рис. 9.15, б показан этот график для $\delta L_{\text{д.мин}} \leq 1\%$.

При последовательном соединении обмотки дросселя с базовым конденсатором индуктивность обмотки дросселя должна изменяться от минимального значения $L_{\text{д.мин}}$ до максимального значения $L_{\text{д.макс}}$, чтобы эквивалентная емкость увеличилась от $C_{\text{э.мин}}$ до $C_{\text{э.макс}}$.

Используя выражение (9.25), получим уравнения

$$\frac{C_6}{1 - \frac{\omega_{\text{Iмакс}}^2 C_6 L_{\text{д.макс}}}{k_L}} = C_{\text{э.мин}}; \quad (9.43)$$

$$\frac{C_6}{1 - \omega_{\text{Iмин}}^2 C_6 L_{\text{д.макс}}} = C_{\text{э.макс}}. \quad (9.44)$$

Решив уравнения, найдем соответственно выражения для емкости базового конденсатора и максимального значения индуктивности дросселя:

$$C_6 = \frac{1 - \frac{1}{k_L} \left(\frac{\omega_{\text{Iмакс}}}{\omega_{\text{Iмин}}} \right)^2}{\frac{1}{C_{\text{э.мин}}} - \frac{1}{k_L C_{\text{э.макс}}} \left(\frac{\omega_{\text{Iмакс}}}{\omega_{\text{Iмин}}} \right)^2}; \quad (9.45)$$

$$L_{\text{д.макс}} = \frac{C_{\text{э.макс}} - C_{\text{э.мин}}}{\omega_{\text{Iмин}}^2 C_{\text{э.макс}} C_{\text{э.мин}} \left[1 - \frac{1}{k_L} \left(\frac{\omega_{\text{Iмакс}}}{\omega_{\text{Iмин}}} \right)^2 \right]}. \quad (9.46)$$

При постоянной частоте напряжения асинхронного генератора ($\omega_{\text{макс}} = \omega_{\text{мин}} = \omega_1$)

$$C_6 = \frac{(k_L - 1) C_{\text{э.макс}} C_{\text{э.мин}}}{k_L C_{\text{э.макс}} - C_{\text{э.мин}}} ; \quad (9.47)$$

$$L_{\text{д.макс}} = \frac{k_L (C_{\text{э.макс}} - C_{\text{э.мин}})}{(k_L - 1) \omega_1^2 C_{\text{э.макс}} C_{\text{э.мин}}} . \quad (9.48)$$

Если частота напряжения асинхронного генератора постоянна и, кроме того, $L_{\text{д.мин}} = 0$, $k_L = \infty$, то выражения для емкости базового конденсатора и максимальной индуктивности дросселя имеют соответственно вид

$$C_6 = C_{\text{э.мин}} ; \quad (9.49)$$

$$L_{\text{д.макс}} = \frac{C_{\text{э.макс}} - C_{\text{э.мин}}}{\omega_1^2 C_{\text{э.макс}} C_{\text{э.мин}}} . \quad (9.50)$$

Подставив эти выражения в формулы (9.27), (9.28), получим, что при $L_{\text{д}} = L_{\text{д.макс}}$ соответственно напряжения на конденсаторе и дросселе

$$U_{\text{к}} = U \frac{C_{\text{э.макс}}}{C_{\text{э.мин}}} ; \quad (9.51)$$

$$U_{\text{д}} = U \left(\frac{C_{\text{э.макс}}}{C_{\text{э.мин}}} - 1 \right) \quad (9.52)$$

являются линейными функциями отношения максимального и минимального значений эквивалентной емкости.

При использовании выражений (9.35) — (9.40) и (9.45) — (9.50) для определения емкости базовых конденсаторов и индуктивности фаз дросселя следует учитывать, что получаемые в результате расчетов значения C_6 , $L_{\text{д}}$ справедливы для соединения обмоток дросселя и конденсаторов в звезду, если эквивалентные значения емкости фазы генератора соответствуют соединению конденсаторов в звезду. Если же эквивалентные значения емкости соответствуют соединению конденсаторов в треугольник, то в результате расчета получаются значения C_6 , $L_{\text{д}}$ для конденсаторов и фаз дросселей, соединенных в треугольник. Переход от соединения в звезду к соединению в треугольник приводит при постоянной реактивной мощности к уменьшению в три раза емкости конденсаторов и к увеличению в три раза индуктивности фаз дросселя.

Масса устройств для возбуждения и регулирования напряжения асинхронного генератора

Масса устройств для возбуждения и регулирования напряжения асинхронного генератора с параллельно включенными конденсаторами при использовании в качестве регулирующего орга-

на трехфазного дросселя равняется сумме масс базовых конденсаторов и дросселя и может быть выражена через реактивные мощности фазы — $Q_{с\text{пр}}$, $Q_{д\text{пр}}$ и удельные массы конденсаторов и дросселя $m_{с0}$, $m_{д0}$:

$$m_{в.р} = 3m_{с0} + m_{д0} - 3m_{с0}Q_{с\text{пр}} + 3m_{д0}Q_{д\text{пр}}. \quad (9.53)$$

Удельная масса конденсаторов определяется по формуле (1.33), если они соединены в звезду и по формуле (1.36) при соединении конденсаторов в треугольник. Принимая, что фазы дросселя соединены в звезду и полагая в формулах (9.29), (9.30), что $U = U_1$, приведем выражение (9.53) к виду

$$m_{в.р} = 3\omega_1 U_1^2 \left(m_{с0}C_6 + \frac{m_{д0}}{\omega_1^2 L_d} \right).$$

Используя выражения (9.39), (9.40) для C_6 и L_d , получим

$$m_{в.р} = 3\omega_1 U_1^2 [m_{с0}C_{э, \text{макс}} + m_{д0}(C_{э, \text{макс}} - C_{э, \text{мин}})]. \quad (9.54)$$

Масса возбуждающих и регулирующих устройств является функцией удельных масс дросселя и конденсаторов, максимального значения и диапазона изменения эквивалентной емкости.

При последовательном соединении обмоток дросселя с конденсаторами можно, используя формулы (9.31) и (9.32), представить выражение для массы возбуждающих и регулирующих устройств в виде

$$m_{в.р} - 3m_{с0}Q_{с\text{пр}} + m_{д0}3Q_{д\text{пр}} = 3\omega_1 U_1^2 \frac{m_{с0}C_6 + m_{д0}\omega_1^2 C_6^2 L_d}{(1 - \omega_1^2 C_6 L_d)^2}$$

или в виде

$$m_{в.р} = 3\omega_1 U_1^2 [m_{с0}C_{э, \text{макс}} + m_{д0}(C_{э, \text{макс}} - C_{э, \text{мин}})] \frac{C_{э, \text{макс}}}{C_{э, \text{мин}}}, \quad (9.55)$$

если использовать выражения (9.49), (9.50). Здесь принято, что последовательно соединенные обмотки дросселя и конденсаторы включены в звезду. При этом напряжения на них, функциями которых являются $m_{с0}$ и $m_{д0}$, в соответствии с формулами (9.51), (9.52) следующие:

$$U_{\kappa} = U_1 \frac{C_{э, \text{макс}}}{C_{э, \text{мин}}},$$

$$U_d = U_1 \left(\frac{C_{э, \text{макс}}}{C_{э, \text{мин}}} - 1 \right).$$

Недостатком систем автоматического регулирования напряжения асинхронных генераторов, в которых используются линейные и нелинейные дроссели как регулирующие органы,

является их сравнительно большая масса. Масса базовых конденсаторов и дросселя составляет заметную часть массы асинхронного генератора.

Регулирование напряжения асинхронного генератора с помощью линейных дросселей

Трехфазный линейный дроссель, используемый для стабилизации напряжения асинхронного генератора, состоит из стального сердечника, трех однофазных обмоток и конструктивных деталей (рис. 9.16).

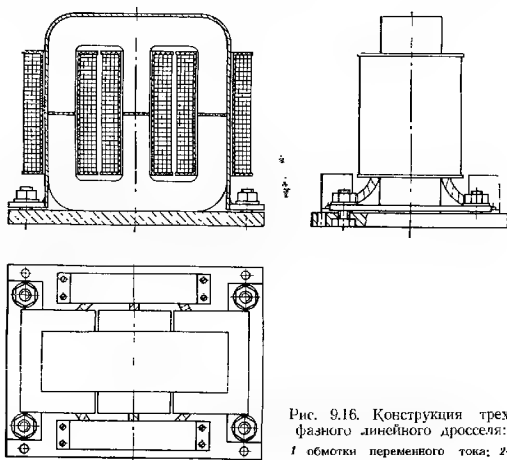


Рис. 9.16. Конструкция трехфазного линейного дросселя:

1 обмотки переменного тока; 2 — сердечник

Целесообразно выполнять сердечник витым из двух половин, разделенных прокладками из немагнитного материала.

Благодаря большому магнитному сопротивлению прокладок, значительно превосходящему магнитное сопротивление стальных участков, зависимость между током и напряжением фазы дросселя получается линейной.

При подключении линейного дросселя к сети переменного тока с помощью встречно-параллельно включенных тиристороз (рис. 9.17, а) по его обмоткам протекают переменные по величине и направлению импульсы тока.

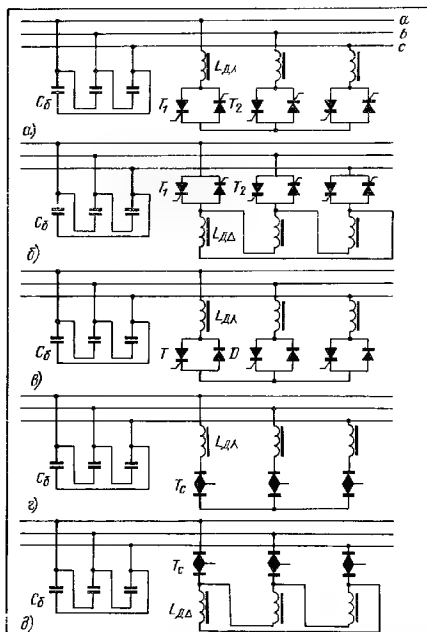


Рис. 9.17. Электрические схемы подключения трехфазного дросселя к асинхронному генератору с помощью полупроводниковых приборов:

а—тиристоры дросселя соединены звездой; б—то же треугольником; в—тиристоры и вентили дросселя соединены звездой; г—обмотки дросселя с симметричными тиристорами дросселя соединены звездой; д—обмотки дросселя соединены треугольником

Если подводимое к фазе дросселя напряжение изменяется по синусоидальному закону

$$u_d = \sqrt{2}U \sin \omega_1 t = \sqrt{2}U \sin \vartheta,$$

то аналитическое выражение для положительного импульса тока, протекающего по обмотке дросселя, имеет вид

$$i_d = \frac{\sqrt{2}U}{\omega_1 L_d} (\cos \vartheta - \cos \vartheta_n) \geq 0, \quad (9.56)$$

где L_d — индуктивность дросселя; ϑ — фаза переменного напряжения; ϑ_n — угол включения тиристора. Угол включения тири

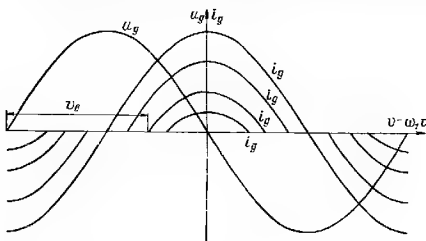


Рис 9.18. График зависимостей тока фазы трехфазного линейного дросселя от времени при различных значениях угла включения тиристора

стора, как показано на рис. 9.18, характеризует сдвиг по фазе начала протекания импульса тока через тиристор относительно нулевого значения напряжения на нем при переходе этого напряжения от отрицательных значений к положительным.

Выражение (9.56) получено при допущении, что активное сопротивление фазы дросселя и падение напряжения на проводящем тиристоре равняются нулю.

Импульсы тока, протекающего через тиристор, показаны на рис. 9.18 для различных значений углов включения тиристора.

Если $\vartheta_n = 0,5\pi$, т. е. тиристоры включаются в моменты времени, соответствующие амплитудным значениям напряжения, то продолжительность импульсов тока через тиристоры максимальна и равняется π радиан. Через обмотки дросселя протекает синусоидальный ток $I_d = \frac{U}{\omega_1 L_d}$.

Увеличение угла включения тиристора приводит к уменьшению амплитуды и продолжительности импульса тока. Форма импульса остается синусоидальной.

При $\vartheta_n = \pi$ амплитуда импульса тока становится равной нулю, и токи по обмоткам дросселя не протекают.

Разлагая в ряд функцию $i_d = f(\vartheta)$, получим выражение для действующего значения первой гармоники тока дросселя

$$I_{d(1)} = \frac{U}{\pi \omega_1 L_d} [\sin(2\vartheta_n) + 2(\pi - \vartheta_n)] = \frac{U}{\omega_1 L_d} \quad (9.57)$$

и эквивалентной индуктивности фазы обмотки линейного дросселя

$$L_d = \frac{\pi L_d}{\sin 2\vartheta_n + 2(\pi - \vartheta_n)} \quad (9.58)$$

как функции угла включения тиристора.

График функции $L_d = L_n/L_d = f(\vartheta_n)$ показан на рис. 9.19.

Изменяя угол включения тиристора, проводящего положительный и отрицательный импульсы тока дросселя, в пределах $0,5\pi \leq \vartheta_n \leq \pi$, можно обеспечить плавное регулирование эквивалентной индуктивности фазы дросселя от L_d до бесконечно большого значения.

При релейном регулировании напряжения асинхронного генератора нет необходимости регулировать угол включения тиристорov. Достаточно обеспечить периодическое подключение к цепям фаз генератора и отключение линейного дросселя. При этом эквивалентная индуктивность фазы дросселя будет принимать два значения: $L_d = L_d$ и $L_d = \infty$, если дроссель включается параллельно базовому конденсатору.

Если же дроссель включается последовательно с базовым конденсатором, то его можно периодически шунтировать двумя встречно-параллельно включенными тиристорами. При включенных тиристорах, проводящих в течение всего периода протекания переменного тока, эквивалентная индуктивность фазы дросселя практически равняется нулю. Если же тиристоры находятся в выключенном состоянии, то эквивалентная индуктивность фазы дросселя равняется L_d .

Для определения емкости базовых конденсаторов и индуктивности фазы дросселя при релейном регулировании напряжения генератора можно использовать выражения (9.39), (9.40) и (9.49), (9.50). При этом необходимо для обеспечения устойчивого режима автоколебаний амплитуды напряжения асинхрон-

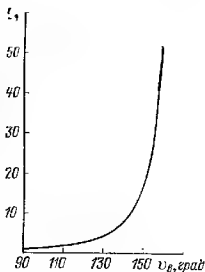


Рис. 9.19. График зависимости относительного значения эквивалентной индуктивности фазы трехфазного линейного дросселя от угла включения тиристора

ного генератора увеличить $C_{\text{э, макс}}$ и уменьшить $C_{\text{э, мин}}$ на 5—10% по сравнению со значениями, определенными по регулировочным характеристикам генератора.

На рис. 9.17 показаны схемы подключения трехфазного линейного дросселя к фазам асинхронного генератора параллельно базовым конденсаторам.

Схемы рис. 9.17, а и б соответствуют соединению обмоток дросселя в звезду и в треугольник и использованию в качестве вентилей тиристоров. При соединении обмоток дросселя в звезду один из тиристоров в каждой группе может быть заменен диодом (рис. 9.17, в). Это позволяет несколько упростить схему управления переключающими устройствами и уменьшить их стоимость.

Число вентиля может быть уменьшено, если для подключения обмоток дросселя к генератору использовать симметричные гирсторы (рис. 9.17, г и д).

При соединении фаз дросселя в треугольник тиристоры могут включаться в цепи отдельных фаз. Это позволяет уменьшить ток через тиристор. Но обратное напряжение на нем увеличивается.

При соединении обмоток дросселя в звезду и треугольник фазные и линейные токи, реактивные мощности дросселя равны соответственно

$$\begin{aligned} I_{\lambda\lambda} &= \frac{U_1}{\omega_1 L_{\lambda\lambda}}, \quad I_{\lambda\Delta} = \frac{\sqrt{3}U_1}{\omega_1 L_{\lambda\Delta}}, \\ I_{\lambda\lambda\lambda} &= I_{\lambda\lambda} = \frac{U_1}{\omega_1 L_{\lambda\lambda}}, \quad I_{\lambda\lambda\Delta} = \sqrt{3}I_{\lambda\Delta} = \frac{3U_1}{\omega_1 L_{\lambda\Delta}}, \\ S_{\lambda\lambda} &= 3U_1 I_{\lambda\lambda} = \frac{3U_1^2}{\omega_1 L_{\lambda\lambda}}, \quad S_{\lambda\Delta} = 3\sqrt{3}U_1 I_{\lambda\Delta} = \frac{9U_1^2}{\omega_1 L_{\lambda\Delta}}. \end{aligned} \quad (9.59)$$

Под $L_{\lambda\lambda}$, $L_{\lambda\Delta}$ здесь понимаются индуктивности фаз дросселя при соединении их в звезду и треугольник.

Исходя из равенства реактивных мощностей дросселя при обоих способах соединения обмоток получим $L_{\lambda\Delta} = 3L_{\lambda\lambda}$.

Если индуктивность фазы дросселя при соединении фаз в треугольник будет в три раза превосходить ее значение при соединении фаз в звезду, то

$$\frac{I_{\lambda\Delta}}{I_{\lambda\lambda}} = \frac{\sqrt{3}L_{\lambda\lambda}}{L_{\lambda\Delta}} = \frac{1}{\sqrt{3}}, \quad \frac{I_{\lambda\lambda\Delta}}{I_{\lambda\lambda\lambda}} = \frac{3L_{\lambda\lambda}}{L_{\lambda\Delta}} = 1, \quad (9.60)$$

т. е. линейный ток имеет одно и то же значение, а фазный ток при соединении в треугольник уменьшается в $\sqrt{3}$ раз.

Поэтому тиристоры во всех схемах на рис. 9.17 должны выбираться, исходя из одного и того же значения линейного тока при заданной реактивной мощности дросселя.

Так как в качестве номинального тока для тиристора задается среднее значение тока при использовании его в схеме однополупериодного выпрямления, то при встречно-параллельном включении вентиля ток тиристора (дио́да) выражается через ток дросселя следующим образом:

$$\begin{aligned} I_T &= 0,45 I_{\Delta}, \\ \text{или} \quad I_T &= 0,45 I_{\Delta-\Delta}. \end{aligned} \quad (9.61)$$

Обратное напряжение на встречно-параллельно включенных тиристорах (дио́дах) получается максимальным при отсутствии тока в обмотках дросселя. Если сопротивления тиристоров (дио́дов) одинаковы, то

$$U_{T \text{ макс}} = \sqrt{2} U_1. \quad (9.62)$$

Масса трехфазного линейного дросселя

$$m_{\Delta} = \alpha_{\text{ст}} \rho_{\text{ст}} g_3 I_{\Delta}^{1,5}. \quad (9.63)$$

Здесь $\alpha_{\text{ст}}$ — коэффициент заполнения пакета сталью; $\rho_{\text{ст}}$ — плотность стали; g_3 — функция геометрических размеров дросселя: отношения толщины пакета стали к ширине стержня (k_1) к переменной

$$\alpha = \frac{\alpha_m \rho_m}{\alpha_{\text{ст}} \rho_{\text{ст}}},$$

где α_m — коэффициент заполнения окна сердечника медью; ρ_m — плотность меди.

Величина функции g_3 определяется в основном значением переменной α .

Графики $g_3 = f(k_1, \alpha)$ показаны на рис. 9.20.

Входящий в выражение для массы линейного дросселя множитель

$$\xi_3 = \sqrt{\frac{U I}{2,22 c' \alpha_{\text{ст}} \alpha_m f_1 j B_{\text{макс}}}}, \quad (9.64)$$

где c' — отношение напряжения к э. д. с., наводимой в фазе дросселя.

Используя выражение (9.28) и учитывая, что реактивная мощность трехфазного дросселя $Q_{\Delta} = \frac{1,5 U^2}{\pi f_1 L_{\Delta}}$, получим

$$m_{\Delta} = \frac{\alpha_{\text{ст}} \rho_{\text{ст}} g_3 U^{1,5}}{7,22 (c' \alpha_{\text{ст}} \alpha_m j B_{\text{макс}})^{0,75} L_{\Delta}^{0,75} f_1^{1,5}}, \quad (9.65)$$

$$m_{\Delta 0} = \frac{m_{\Delta}}{Q_{\Delta}} = \frac{\alpha_{\text{ст}} \rho_{\text{ст}} g_3 L_{\Delta}^{0,25}}{3,45 (c' \alpha_{\text{ст}} \alpha_m j B_{\text{макс}})^{0,75} f_1^{0,5} U^{0,5}}. \quad (9.66)$$

Считая, что $U=U_1$, и используя выражение (9.39) при параллельном включении дросселя и конденсатора в регулируемом асинхронном генераторе с конденсаторами, включенными параллельно нагрузке, получим

$$m_{д.пр} = 2,18 \frac{\alpha_{ст} \alpha_{ст} \alpha_{ж} U_1^{1,5} (C_{э.макс} - C_{э.мин})^{0,75}}{(c' \alpha_{ст} \alpha_{ж} B_{макс})^{0,75}}. \quad (9.67)$$

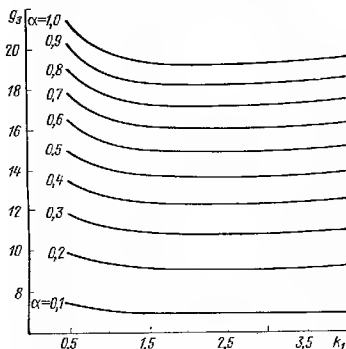


Рис. 9.20. Графики для расчета массы трехфазного линейного дросселя

Если же дроссель и конденсатор соединены последовательно, то, учитывая формулы (9.50) и (9.52), получим

$$m_{д.пс} = 2,18 \frac{\alpha_{ст} \alpha_{ст} \alpha_{ж} U_1^{1,5} (C_{э.макс} - C_{э.мин})^{0,75}}{(c' \alpha_{ст} \alpha_{ж} B_{макс})^{0,75}} \left(\frac{C_{э.макс}}{C_{э.мин}} \right)^{0,75}. \quad (9.68)$$

Масса дросселя как при параллельном, так и при последовательном соединении сго с конденсатором является функцией предельных значений эквивалентной емкости. Она увеличивается пропорционально $U_1^{1,5}$ и не зависит от частоты сети.

Из соотношения масс дросселей $\frac{m_{д.пс}}{m_{д.пр}} = \left(\frac{C_{э.макс}}{C_{э.мин}} \right)^{0,75}$ следует, что масса дросселя, соединенного последовательно с конденсатором, всегда будет больше массы дросселя, соединенного с конденсатором параллельно. Это различие проявляется тем заметнее, чем шире диапазон изменения эквивалентной емкости.

Обмотки фаз линейного дросселя могут соединяться как в звезду, так и в треугольник. Выражения для удельных масс и

масс дросселей в этих случаях имеют вид

$$\begin{aligned}
 m_{\lambda\lambda} &= \frac{\alpha_{\text{ст}} Q_{\text{ст}} g_3 L_{\lambda\lambda}^{0,25}}{3,45 (c' \alpha_{\text{ст}} \alpha_M j B_{\text{макс}})^{0,75} f_1^{0,5} U_1^{0,5}}, \\
 m_{\lambda\lambda} &= \frac{\alpha_{\text{ст}} Q_{\text{ст}} g_3 U_1^{1,5}}{7,22 (c' \alpha_{\text{ст}} \alpha_M j B_{\text{макс}})^{0,75} L_{\lambda\lambda}^{0,75} f_1^{1,5}}, \\
 m_{\lambda 0\Delta} &= \frac{\alpha_{\text{ст}} Q_{\text{ст}} g_3 L_{\lambda\Delta}^{0,25}}{3,45 (c' \alpha_{\text{ст}} \alpha_M j B_{\text{макс}})^{0,75} f_1^{0,5} (\sqrt{3} U_1)^{0,5}}, \\
 m_{\lambda\Delta} &= \frac{\alpha_{\text{ст}} Q_{\text{ст}} g_3 (\sqrt{3} U_1)^{1,5}}{7,22 (c' \alpha_{\text{ст}} \alpha_M j B_{\text{макс}})^{0,75} L_{\lambda\Delta}^{0,75} f_1^{1,5}}.
 \end{aligned}
 \tag{9.69}$$

Отношения их

$$\begin{aligned}
 \frac{m_{\lambda 0\lambda}}{m_{\lambda 0\Delta}} &= \left(\frac{3 L_{\lambda\lambda}}{L_{\lambda\Delta}} \right)^{0,25}, \\
 \frac{m_{\lambda\lambda}}{m_{\lambda\Delta}} &= \frac{1}{(\sqrt{3})^{1,5}} \left(\frac{L_{\lambda 0}}{L_{\lambda\lambda}} \right)^{0,75}
 \end{aligned}$$

являются функциями индуктивностей фазы дросселя и равны единице при $L_{\lambda\Delta} = 3 L_{\lambda\lambda}$.

Если индуктивность фазы дросселя при соединении обмоток в треугольник в три раза превышает значение ее при соединении обмоток в звезду, то удельная масса и масса дросселя в обоих случаях одинаковы.

Регулирование напряжения асинхронного генератора с помощью нелинейных дросселей (магнитных усилителей)

Для регулирования напряжения асинхронного генератора можно использовать трехфазный или групповой, составленный из трех однофазных, дроссель.

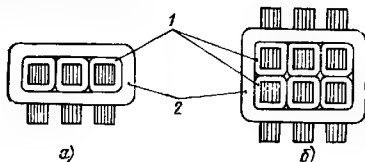


Рис. 9.21. Конструктивные схемы трехфазного нелинейного дросселя (магнитного усилителя):

а — с тремя сердечниками; б — с шестью сердечниками;
1 — рабочие обмотки; 2 — обмотки управления

Наиболее рациональными являются: трехфазный дроссель, выполненный на трех сердечниках с общей обмоткой управления (рис. 9.21, а), и трехфазный дроссель на шести сердечниках (рис. 9.21, б).

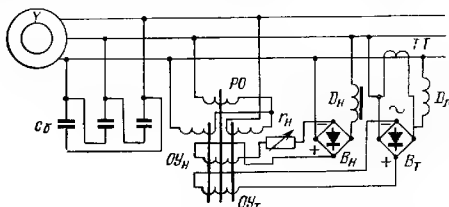


Рис. 9.22. Схема асинхронного генератора с нелинейным управляемым дросселем

Дроссель с тремя сердечниками компактен и технологичен. Однако в обмотке управления его наводится значительная по величине э. д. с. третьей гармоникки, обусловленная соответствующими магнитными потоками всех трех сердечников.

Дроссель с шестью сердечниками лишен этого недостатка.

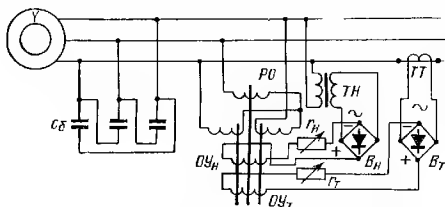


Рис. 9.23. Схема асинхронного генератора со стабилизацией напряжения с помощью нелинейного управляемого дросселя по схеме, предложенной С. К. Боханом

При больших мощностях обмотка управления становится громоздкой, что усложняет изготовление дросселей. В этом случае более целесообразным может оказаться групповой дроссель, состоящий из выполненных на двух сердечниках однофазных дросселей.

На рис. 9.22 и 9.23 приведены электрические схемы асинхронного генератора, напряжение которого регулируется с помощью нелинейных дросселей [6, 32].

Регулятор напряжения [6] (рис. 9.23) обеспечивает стабилизацию напряжения генератора с большей точностью. Действие регуляторов напряжения, в котором в качестве регулирующего органа используются нелинейные дроссели, подробно рассмотрено в работе [32].

Расчет дросселей насыщения и определение их параметров рассмотрены в монографии [11] и др.

9.5. Регулирование напряжения асинхронного генератора путем изменения степени насыщения спинки статора

Если в схеме замещения фазы асинхронного генератора (см. рис. 2.2, а) предположить, что $Z_1=0$, $r_m=0$, то параллельно с нагрузкой окажутся включенными сопротивления $Z_c=-jx_c$ и $Z_m=jx_m$. Эквивалентное им емкостное сопротивление

$$Z_{\text{э}} = -jx_{c\text{э}} = -j \frac{x_c x_m}{x_m - x_c}$$

является функцией реактивного сопротивления намагничивающего контура x_m (проводимости $b_m=1/x_m$).

Изменение x_m при постоянном x_c приводит к изменению величины эквивалентного емкостного сопротивления и соответствующей ему эквивалентной емкости, вследствие чего обеспечивается возможность стабилизации напряжения асинхронного генератора.

Относительное значение эквивалентной емкости

$$\frac{C_{\text{э}}}{C} = \frac{1}{\frac{x_{c\text{э}}}{x_c}} = \frac{\frac{x_m}{x_c} - 1}{\frac{x_m}{x_c}},$$

равное нулю при $x_m/x_c=1$, увеличивается по мере возрастания x_m/x_c (рис. 9.24). Интенсивное изменение $C_{\text{э}}/C$ в зависимости от x_m/x_c наблюдается при сравнительно малых значениях x_m/x_c ($1 < x_m/x_c < 3$). Изменение x_m/x_c в области больших значений этой величины не оказывает существенного влияния на относительное значение эквивалентной емкости.

Для стабилизации напряжения асинхронного генератора с параллельно включенными конденсаторами при увеличении активно-индуктивной нагрузки эквивалентная емкость фазы должна возрастать. Следовательно, при увеличении нагрузки необходимо увеличивать реактивное сопротивление намагничивающего контура, уменьшая сопротивление магнитной цепи асинхронного генератора.

Сопротивление магнитной цепи должно быть максимальным при холостом ходе и иметь минимальное значение при наибольшей нагрузке.

Сопротивление магнитной цепи асинхронного генератора равняется сумме магнитных сопротивлений воздушного зазора, зубцовых зон и спинки статора и ротора.

Наиболее просто осуществляется регулирование магнитного сопротивления спинки статора. Для этого в пазы статора наряду

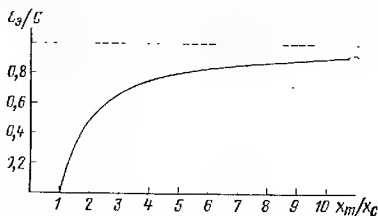


Рис. 9.24. График зависимости относительного значения эквивалентной емкости от относительного значения сопротивления намагничивающего контура схемы замещения асинхронного генератора

с обмоткой переменного тока укладывается специальная подмагничивающая обмотка. Подмагничивающая обмотка выполняется в виде кольцевой распределенной обмотки, витки которой охватывают спинку статора генератора (рис. 9.25). При протекании по подмагничивающей обмотке постоянного тока в спинке статора возникает дополнительное магнитное поле $H_{\text{п}}$ наряду с магнитным полем, обусловленным переменными токами $H_{\sim}$ (рис. 9.26). Увеличение результирующей напряженности магнитного поля в отдельных участках спинки статора приводит к увеличению насыщения спинки и сопротивления магнитной

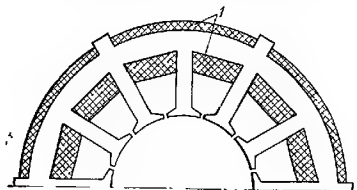


Рис. 9.25. Конструктивная схема статора асинхронного генератора с подмагничивающей обмоткой:

1—подмагничивающая обмотка

цепи асинхронного генератора. Э. д. с., наводимая в обмотке статора, и x_m уменьшаются.

Максимальное значение тока в подмагничивающей обмотке соответствует режиму холостого хода генератора. При увеличении нагрузки величина этого тока уменьшается.

Следует отметить, что использование подмагничивающей обмотки приводит к усложнению конструкции и технологии изготовления генератора, к увеличению его массы и размеров. Обмотка подмагничивания потребляет заметную часть мощности асинхронного генератора (порядка 5% и более).

При проектировании асинхронного генератора с подмагничиванием спинки статора следует учитывать, что спинка статора должна быть слабо насыщена в режиме, когда ток в подмагничивающей обмотке равен нулю.

После расчета размеров прямоугольного паза или определения площади трапециевидного паза из условия размещения обмотки переменного тока следует увеличить площадь сечения и размеры паза статора для размещения в нем витков подмагничивающей обмотки. При этом можно считать, что для асинхронных генераторов; при мощностях порядка единиц кВ·А подмагничивающая обмотка занимает 0,5—0,66 площади сечения паза.

Емкость конденсатора асинхронного генератора с подмагничиванием спинки должна равняться максимальному значению емкости (в соответствии с регулировочной характеристикой), так как за счет подмагничивания спинки можно лишь уменьшать эквивалентную емкость фазы. При расчете генератора с параллельными конденсаторами и выборе конденсаторов необходимо исходить из максимальной нагрузки. Расчет подмагничивающей обмотки генератора с параллельными конденсаторами должен выполняться на основании данных режима холостого хода.

Для расчета подмагничивающей обмотки и регулировочной характеристики (зависимости тока подмагничивающей обмотки от тока нагрузки при постоянных значениях частоты, напряжения и коэффициента мощности нагрузки, емкости конденсаторов) необходимо знать э. д. с. фазы статора и намагничивающий ток генератора.

При заданных значениях параметров генератора и сопротивлений конденсаторов напряжение, ток и э. д. с. фазы статора генератора являются функциями только напряжения, тока и коэффициента мощности нагрузки:

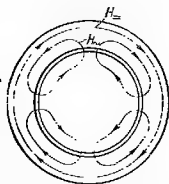


Рис. 9.26. Картина магнитного поля асинхронного генератора с подмагничивающей спинкой статора

$$\begin{aligned}\dot{U}_1 &= \dot{U}_H - jx_K I_H - U_H (\cos \varphi_H + j \sin \varphi_H) - jx_K I_H = \\ &= U_H \cos \varphi_H + j(U_H \sin \varphi_H - x_K I_H),\end{aligned}$$

$$I_1 = I_H + I_C = I_H + \frac{\dot{U}_1}{-jx_C} = \left(1 + \frac{x_K}{x_C}\right) I_H - \frac{U_H}{x_C} \sin \varphi_H + j \frac{U_H}{x_C} \cos \varphi_H, \quad (9.70)$$

$$\begin{aligned}\dot{E}_1 &= \dot{U}_1 + I_1 Z_1 = \left\{ \left[\left(1 - \frac{x_1}{x_C}\right) \cos \varphi_H - \frac{r_1}{x_C} \sin \varphi_H \right] U_H + r_1 \left(1 + \frac{x_K}{x_C}\right) I_H \right\} + \\ &+ j \left\{ \left[\left(1 - \frac{x_1}{x_C}\right) \sin \varphi_H + \frac{r_1}{x_C} \cos \varphi_H \right] U_H + \left[x_1 \left(1 + \frac{x_K}{x_C}\right) - x_K \right] I_H \right\}^*.\end{aligned}$$

При выводе этих формул принято, что положительное направление оси вещественных величин комплексной плоскости совмещено с вектором тока нагрузки.

Каждой нагрузке генератора соответствуют определенные значения $\dot{U}_1$, $\dot{E}_1$, I_1 , по которым можно определить скольжение и намагничивающий ток генератора.

Согласно схеме замещения на рис. 2.2, а

$$\begin{aligned}i_2' &= \frac{\dot{E}_1}{\frac{r_2'}{s} + jx_2'} = \frac{s r_2' \dot{E}_1}{r_2'^2 + s^2 x_2'^2} = \frac{x_2' s^2 \dot{E}_1}{r_2'^2 + s^2 x_2'^2}, \\ i_0 &= \frac{\dot{E}_1}{r_m + jx_m} = \frac{r_m \dot{E}_1}{r_m^2 + x_m^2} + j \frac{x_m \dot{E}_1}{r_m^2 + x_m^2} = \\ &= \frac{r_m \dot{E}_1}{r_m^2 + x_m^2} + j i_m.\end{aligned}$$

Так как $I_1 + i_2' = i_0$, то, суммируя составляющие этих токов, изменяющиеся в фазе или противофазе с э. д. с. $\dot{E}_1$, получим уравнение

$$I_1 \cos(\varphi_I - \varphi_E) + \frac{s r_2' \dot{E}_1}{r_2'^2 + s^2 x_2'^2} = \frac{r_m \dot{E}_1}{r_m^2 + x_m^2}, \quad (9.71)$$

где согласно формуле (9.70)

$$\begin{aligned}\operatorname{tg} \varphi_I &= \frac{U_H \cos \varphi_H}{x_C \left[\left(1 + \frac{x_K}{x_C}\right) I_H - \frac{U_H}{x_C} \sin \varphi_H \right]}; \quad (9.72) \\ \operatorname{tg} \varphi_E &= \frac{\left[\left(1 - \frac{x_1}{x_C}\right) \sin \varphi_H + \frac{r_1}{x_C} \cos \varphi_H \right] U_H + \left[x_1 \left(1 + \frac{x_K}{x_C}\right) - x_K \right] I_H}{\left[\left(1 - \frac{x_1}{x_C}\right) \cos \varphi_H - \frac{r_1}{x_C} \sin \varphi_H \right] U_H + r_1 \left(1 + \frac{x_K}{x_C}\right) I_H}.\end{aligned} \quad (9.73)$$

* Для генератора с параллельно включенными конденсаторами $x_K = 0$.

Решение этого уравнения дает выражение для скольжения в виде функции э. д. с. $\dot{E}_1$, тока I_1 , параметров генератора и на грузки:

$$s = - \frac{0,5r_2' E_1}{x_2'^2 I_{1a}'} + \sqrt{\left(\frac{0,5r_2' E_1}{x_2'^2 I_{1a}'} \right)^2 - \left(\frac{r_2'}{x_2'} \right)^2} \approx - \frac{r_2' I_{1a}'}{E_1}, \quad (9.74)$$

где

$$I_{1a}' = I_1 \cos(\varphi_I - \varphi_E) + \frac{r_m E_1}{r_m^2 + x_m^2}. \quad (9.75)$$

Второе слагаемое в этом выражении не превышает (10 - 15) % I_{a1}' . Оно может быть определено приближенно исходя из значений параметров при номинальном режиме работы генератора. Суммируя составляющие токов, сдвинутые по фазе относительно э. д. с. $\dot{E}_1$ на 0,5 π радиан, получим формулу

$$I_m = I_1 \sin(\varphi_I - \varphi_E) - \frac{x_2' s^2 E_1}{r_2'^2 + s^2 x_2'^2}, \quad (9.76)$$

используя которую можно определить намагничивающий ток асинхронного генератора при данной нагрузке ($U_H, I_H, \cos \varphi_H$), рассчитав предварительно E_1, s и составляющие тока фазы статора.

Э. д. с. E_1 соответствует магнитный поток Φ^* и магнитная индукция воздушного зазора B_{δ}^* , по значениям которых можно выполнить расчет магнитной цепи — определить м. д. с. $F_{\delta}^*, F_{a1}^*, F_{a2}^*, F_{c2}^*$, а, следовательно, и м. д. с. спинки статора

$$F_{c1} = \frac{0,45 I_m W}{p} - F_{\delta}^* - F_{a1}^* - F_{a2}^* - F_{c2}^*. \quad (9.77)$$

Для определения м. д. с. подмагничивающей обмотки при известных значениях основного магнитного потока и м. д. с. спинки статора (Φ^*, F_{c1}^*) необходимо построить график зависимости магнитного потока в спинке статора Φ_{c1} от м. д. с. F_{c1} при м. д. с. подмагничивающей обмотки, равной нулю.

Задавшись рядом значений м. д. с. подмагничивающей обмотки $F_{п\tau}$, приходящейся на одно полюсное деление, определяем м. д. с. $F_1 = F_{c1}^* + F_{п\tau}, F_2 = F_{c1}^* - F_{п\tau}$ и находим с помощью графика $\Phi_{c1} = f(F_{c1})$ соответствующие им магнитные потоки в спинке статора Φ_{c11}, Φ_{c12} и основной магнитный поток $\Phi = \Phi_{c11} + \Phi_{c12}$. Построив график зависимости $\Phi = f(F_{п\tau})$ по значению Φ^* , определяем $F_{п\tau}$ и м. д. с. подмагничивающей обмотки

$$F_{п\tau} = 2p F_{п\tau}^* \quad (9.78)$$

Для определения других параметров и тока подмагничивающей обмотки можно задаться числом проводников обмотки

в одном пазу $\omega_{\text{п.п}}$ или площадью сечения меди провода $S_{\text{м.п}}$.
Определив последнюю величину из соотношения

$$S_{\text{м.п}} \omega_{\text{п.п}} = S_{\text{п.п}} k_{\text{з.п}},$$

где $S_{\text{п.п}}$ — площадь паза, отводимая под подмагничивающую обмотку, находим ток $I_{\text{п}} = \frac{F_{\text{п}}}{\omega_{\text{п}}}$ и число витков $\omega_{\text{п}} = \omega_{\text{п.п}} z_1$ подмагничивающей обмотки.

Потери в меди подмагничивающей обмотки

$$\Delta P_{\text{м.п}} = I_{\text{п}}^2 r_{\text{п}} = I_{\text{п}}^2 \frac{Q_{\text{з.п}} I_{\text{в.п}} \omega_{\text{п}}}{S_{\text{м.п}}} = \frac{F_{\text{п}}^2 Q_{\text{з.п}} I_{\text{в.п}}}{k_{\text{з.п}} S_{\text{п.п}} z_1}$$

прямо пропорциональны м. д. с. этой обмотки в квадрате и обратно пропорциональны занимаемой ею площади сечения паза.

Выражения (9.70) — (9.76), полученные для общего случая, когда $I_{\text{н}} \neq 0$, могут использоваться и при анализе режима холостого хода генератора. При этом в выражениях (9.70) — (9.76) необходимо считать, что $I_{\text{н}} = 0$, $\cos \varphi_{\text{н}} = 1$, $\sin \varphi_{\text{н}} = 0$.

Глава 10

ПРИМЕРЫ РАСЧЕТА АСИНХРОННЫХ ГЕНЕРАТОРОВ

10.1. Расчет асинхронного генератора с параллельными конденсаторами

*Исходные данные для расчета генератора**

Номинальная мощность нагрузки $S_{\text{н}}$	8000 В·А;
Номинальный коэффициент мощности нагрузки $\cos \varphi_{\text{н}}$	0,8
Номинальное фазное напряжение нагрузки $U_{\text{н}}$	120 В, 400 Гц
$= U_{\text{н}}$ и его частота f_1 соответственно	
Число пар полюсов генератора p	3
Число фаз обмотки статора m_1	3
Максимальная мощность перегрузки $S_{\text{в.макс}}$ при $(\cos \varphi_{\text{н}})_{\text{макс}} = 0,8$	12000 В·А
Фазные обмотки статора генератора соединяются в звезду с выведенной нулевой точкой.	

Охлаждение генератора осуществляется продувом воздуха.

Напряжение генератора стабилизируется с помощью трехфазного линейного дросселя, обмотки которого подключаются параллельно базовым конденсаторам через встречно-параллельно соединенные тиристоры.

Определение параметров обмотки статора

1. Принимаем число пазов статора на полюс и фазу $q_1 = 3$.
2. Число пазов статора $z_1 = 2 p m_1 q_1 = 2 \cdot 3 \cdot 3 \cdot 3 = 54$.

* В гл. 10 для упрощения записи индекс «ном» опускается там, где это не вызывает сомнений в номинальном значении величины.

3. Обмотку статора выполняем двухслойной с укороченным шагом. Согласно табл. 5.1 при $m_1=3$, $q_1=3$ шаг обмотки статора, его относительное значение, произведение коэффициентов распределения и укорочения шага обмотки соответственно равны: $y_1=7$, $y=0,778$, $k_{p1} k_{y1}=0,902$.

4. Пазы статора принимаем скошенными на одно зубцовое деление ротора. Относительное значение скоса пазов статора $c_1=1$.

5. Коэффициент скоса пазов статора

$$k_{c1}=1-1,646 \left(\frac{pc_1}{z_2} \right)^2 = 1-1,646 \left(\frac{3 \cdot 1}{67} \right)^2 = 0,997.$$

Предварительно принято, что здесь число пазов ротора $z_2=67$ согласно табл. 5.2.

6. Обмоточный коэффициент статора

$$k_{сб1} = k_{p1} k_{y1} k_{c1} = 0,902 \cdot 0,997 = 0,899.$$

Определение размеров паза статора

7. Активная и реактивная номинальные мощности нагрузки соответственно

$$P_H = S_H \cos \varphi_H = 8000 \cdot 0,8 = 6400 \text{ Вт},$$

$$Q_H = S_H \sin \varphi_H = 8000 \cdot 0,6 = 4800 \text{ вар}.$$

8. Номинальные значения тока и проводимости нагрузки соответственно

$$I_H = \frac{S_H}{m_1 U_H} = \frac{8000}{3 \cdot 120} = 22,2 \text{ А},$$

$$y_H = \frac{I_H}{U_H} = \frac{22,2}{120} = 0,1850 \text{ См}.$$

9. Принимаем коэффициент мощности генератора равным $\cos \varphi_1 = 0,6$ ($\varphi_1 = 53^\circ 10'$, $\sin \varphi_1 = 0,8$).

10. Принимая потери в конденсаторах и регулирующей аппаратуре равными 8% от номинальной активной мощности нагрузки ($c_a=1,08$), определяем номинальное значение тока фазы статора генератора

$$I_1 = \frac{c_a P_H}{m_1 U_1 \cos \varphi_1} = \frac{1,08 \cdot 6400}{3 \cdot 120 \cdot 0,6} = 32 \text{ А}.$$

11. Принимаем плотность тока в обмотке статора $j_1 = 14 \cdot 10^6 \text{ А/м}^2$.

12. Площадь сечения меди провода обмотки статора

$$S_M = \frac{I_1}{j_1 a_{\text{нр1}}} = \frac{32}{14 \cdot 10^6 \cdot 1} = 2,28 \cdot 10^{-6} \text{ м}^2,$$

Здесь число параллельных ветвей обмотки статора принято равным единице.

13. Обмотку статора выполняем из провода ПНЭТП (см. табл. П4), у которого площадь сечения меди $s_{\text{м}} = 2,48 \cdot 10^{-6} \text{ м}^2$, а размеры следующие:

$$a = 0,9 \cdot 10^{-3} \text{ м}, b = 2,83 \cdot 10^{-3} \text{ м},$$

$$a_{\text{из}} = a + 0,11 \cdot 10^{-3} = 0,9 \cdot 10^{-3} + 0,11 \cdot 10^{-3} = 1,01 \cdot 10^{-3} \text{ м},$$

$$b_{\text{из}} = b + 0,11 \cdot 10^{-3} = 2,83 \cdot 10^{-3} + 0,11 \cdot 10^{-3} = 2,94 \cdot 10^{-3} \text{ м}.$$

14. Уточним значение плотности тока в обмотке статора

$$j_1 = \frac{I_1}{s_{\text{м}} a_{\text{пр1}}} = \frac{32}{2,48 \cdot 10^{-6} \cdot 1} = 12,9 \cdot 10^6 \text{ А/м}^2.$$

15. Принимаем число витков в секции обмотки статора $w_{c1} = 3$, число активных сторон секции по ширине паза $u_1 = 1$.

16. Число витков в фазе обмотки статора

$$w_1 = w_{c1} u_1 \frac{z_1}{m_1} = 3 \cdot 1 \cdot \frac{54}{3} = 54.$$

17. Размеры паза статора.

Паз статора выполняем прямоугольным. Принимаем: толщину пазовой изоляции $\Delta_{\text{п.и}} = 0,28 \cdot 10^{-3} \text{ м}$, толщину клина $\Delta_{\text{к}} = 0,5 \cdot 10^{-3}$, толщину прокладки между слоями обмотки $\Delta_{\text{п}} = 0,25 \cdot 10^{-3}$, высоту усика паза статора $h_{y1} = 0,5 \cdot 10^{-3} \text{ м}$, допуски на укладку обмотки по ширине и высоте паза соответственно $\Delta_{\text{в}} = 0,4 \cdot 10^{-3} \text{ м}$, $\Delta_{\text{h}} = 0,5 \cdot 10^{-3} \text{ м}$, допуск на укладку обмотки через щель $\Delta_{\text{щ}} = 0,4 \cdot 10^{-3} \text{ м}$.

Ширина паза статора

$$b_{\text{п1}} = u_{\text{п}} w_{c1} a_{\text{из}} + 2\Delta_{\text{п.и}} + \Delta_{\text{в}} = 1 \cdot 3 \cdot 1,01 \cdot 10^{-3} + 2 \cdot 0,28 \cdot 10^{-3} + 0,4 \cdot 10^{-3} = 3,99 \cdot 10^{-3} \text{ м}.$$

Высота паза статора

$$h_{\text{п1}} = 2b_{\text{из}} + 3\Delta_{\text{п.и}} + \Delta_{\text{п}} + \Delta_{\text{к}} + \Delta_{\text{h}} = 2 \cdot 2,94 \cdot 10^{-3} + 3 \cdot 0,28 \cdot 10^{-3} + 0,25 \cdot 10^{-3} + 0,5 \cdot 10^{-3} + 0,5 \cdot 10^{-3} = 7,97 \cdot 10^{-3} \text{ м}.$$

Высота зубца статора

$$h_{\text{з1}} = h_{\text{п1}} + h_{y1} = 7,97 \cdot 10^{-3} + 0,5 \cdot 10^{-3} = 8,47 \cdot 10^{-3} \text{ м}.$$

Ширина щели паза статора

$$b_{\text{ш1}} = a_{\text{п2}} + 2\Delta_{\text{п.и}} + \Delta_{\text{п}} = 1,01 \cdot 10^{-3} + 2 \cdot 0,28 \cdot 10^{-3} + 0,4 \cdot 10^{-3} = 1,97 \cdot 10^{-3} \text{ м}.$$

18. Предельный диаметр статора

$$D_0 = \frac{b_{n1} z_1}{\pi} - 2(h_{y1} + \Delta_k) = \frac{3,99 \cdot 10^{-3} \cdot 54}{\pi} - 2(0,5 \cdot 10^{-3} + 0,5 \cdot 10^{-3}) = \\ = 66,5 \cdot 10^{-3} \text{ м.}$$

19. Принимая расчетный коэффициент полюсного перекрытия $\alpha = 0,67$, коэффициент заполнения пакета сталью $k_3 = 0,95$ (см. 6.3), отношение э. д. с. к напряжению фазы статора $c = 0,96$ (см. рис. 2.5 при $x_1/r_1 = 2,0$) и задаваясь максимальной магнитной индукцией в зубце статора $B_{z1 \text{ макс}} = 1,75 \text{ Т}$, определяем

$$A = \frac{c p U_1 a_{\text{пр1}}}{6,98 \alpha k_3 k_{\text{об1}} w_1 f_1 B_{z1 \text{ макс}}} = \frac{0,96 \cdot 3 \cdot 120 \cdot 1}{6,98 \cdot 0,67 \cdot 0,95 \cdot 0,899 \cdot 54 \cdot 400 \cdot 1,75} = \\ = 2,29 \cdot 10^{-3} \text{ м}^2.$$

20. Задавшись относительной длиной статора $\lambda = 0,7$, определяем внутренний диаметр статора

$$D = D_0 \left(0,5 + \sqrt{0,25 + \frac{A}{D_0^2}} \right) = \\ = 66,5 \cdot 10^{-3} \left(0,5 + \sqrt{0,25 + \frac{2,29 \cdot 10^{-3}}{(66,5 \cdot 10^{-3})^2 \cdot 0,7}} \right) = 99,4 \cdot 10^{-3} \text{ м,}$$

разность диаметров

$$D - D_0 = 99,4 \cdot 10^{-3} - 66,5 \cdot 10^{-3} = 32,9 \cdot 10^{-3} \text{ м,}$$

длину статора

$$l = \lambda D = 0,7 \cdot 99,4 \cdot 10^{-3} = 69,6 \cdot 10^{-3} \text{ м}$$

и полюсное деление

$$\tau = \frac{\pi D}{2p} = \frac{\pi \cdot 99,4 \cdot 10^{-3}}{2 \cdot 3} = 52 \cdot 10^{-3} \text{ м.}$$

21. Минимальная ширина зубца статора

$$b_{z1 \text{ мин}} = \frac{\pi(D - D_0)}{z_1} = \frac{\pi \cdot 32,9 \cdot 10^{-3}}{54} = 1,91 \cdot 10^{-3} \text{ м}$$

удовлетворяет требованиям технологии изготовления асинхронных машин.

22. Задаваясь максимальной магнитной индукцией в зубце ротора $B_{z2 \text{ макс}} = 1,75 \text{ Т}$ и минимальной шириной зубца ротора $b_{z2 \text{ мин}} = 1,5 \cdot 10^{-3} \text{ м}$, определяем число пазов ротора

$$z_2 = z_1 \frac{b_{z1 \text{ мин}} B_{z1 \text{ макс}}}{b_{z2 \text{ мин}} B_{z2 \text{ макс}}} = 54 \frac{1,91 \cdot 10^{-3} \cdot 1,75}{1,5 \cdot 10^{-3} \cdot 1,75} = 69.$$

Исходя из рекомендуемых значений z_2 , приведенных в табл. 5.2, принимаем $z_2=67$.

При этом числе пазов минимальная ширина зубца ротора

$$b_{z2\min} = b_{z1\max} \frac{z_1 B_{s1\max}}{Z_2 B_{s2\max}} = 1,91 \cdot 10^{-3} \frac{54 \cdot 1,75}{67 \cdot 1,75} = 1,54 \cdot 10^{-3} \text{ м},$$

что удовлетворяет технологии изготовления асинхронных машин.

23. Длина воздушного зазора

$$\delta = (0,2 + D) 10^{-3} = (0,2 + 99,4 \cdot 10^{-3}) 10^{-3} = 0,3 \cdot 10^{-3} \text{ м}.$$

24. Зубцовые деления статора и ротора

$$t_{z1} = \frac{\pi D}{z_1} = \frac{\pi \cdot 99,4 \cdot 10^{-3}}{54} = 5,79 \cdot 10^{-3} \text{ м},$$

$$t_{z2} = \frac{\pi (D - 2\delta)}{z_2} = \frac{\pi (99,4 \cdot 10^{-3} - 2 \cdot 0,3 \cdot 10^{-3})}{67} = 4,63 \cdot 10^{-3} \text{ м}.$$

Коэффициент воздушного зазора статора

$$k_{\delta_1} = \frac{t_{z1}}{t_{z1} \cdot \frac{(b_{m1}/\delta)^2 \delta}{5 + \frac{b_{m1}}{\delta}}} = \frac{5,79 \cdot 10^{-3}}{5,79 \cdot 10^{-3} \cdot \frac{\left(\frac{1,97 \cdot 10^{-3}}{0,3 \cdot 10^{-3}}\right)^2 0,3 \cdot 10^{-3}}{5 + \frac{1,97 \cdot 10^{-3}}{0,3 \cdot 10^{-3}}}} = 1,24.$$

Принимая ширину щели паза ротора $b_{m2}=0,5 \cdot 10^{-3}$ м, определяем коэффициент воздушного зазора ротора

$$k_{\delta_2} = \frac{t_{z2}}{t_{z2} \cdot \frac{(b_{m2}/\delta)^2 \delta}{5 + \frac{b_{m2}}{\delta}}} = \frac{4,63 \cdot 10^{-3}}{4,63 \cdot 10^{-3} \cdot \frac{\left(\frac{0,5 \cdot 10^{-3}}{0,3 \cdot 10^{-3}}\right)^2 0,3 \cdot 10^{-3}}{5 + \frac{0,5 \cdot 10^{-3}}{0,3 \cdot 10^{-3}}}} = 1,03.$$

Коэффициент воздушного зазора

$$k_{\delta} = k_{\delta_1} k_{\delta_2} = 1,24 \cdot 1,03 = 1,28.$$

Расчетная длина воздушного зазора

$$\delta' = \delta k_{\delta} = 0,3 \cdot 10^{-3} \cdot 1,28 = 0,383 \cdot 10^{-3} \text{ м}.$$

25. Предварительно определим м. д. с. магнитной цепи из стальных участков.

$$\text{Рассчитав } W = \frac{2m_1 \omega_1 k_{o\delta 1}}{a_{np1}} = \frac{2 \cdot 3 \cdot 54 \cdot 0,899}{1} = 291,5$$

и определив по рис. 2.6 кратность намагничивающего тока $k_{i\mu} = 0,7$ (для $\cos \varphi_1 = 0,6$), находим м. д. с. магнитной цепи

$$F = \frac{0,45 W k_{i\mu} I_1}{p} = \frac{0,45 \cdot 291,5 \cdot 0,7 \cdot 32}{3} = 980 \text{ А},$$

соответствующую принятому в начале расчета коэффициенту мощности генератора.

Определив магнитную индукцию воздушного зазора

$$B_{\delta} = B_{\delta \text{ макс}} \frac{z_1 b_{\delta \text{ мин}} k_z}{\pi D} = 1,75 \frac{54 \cdot 1,91 \cdot 10^{-3} \cdot 0,95}{\pi \cdot 99,4 \cdot 10^{-3}} = 0,549 \text{ Т},$$

находим м. д. с. воздушного зазора

$$F_{\delta} = 1,6 \cdot 10^6 B_{\delta} \delta' = 1,6 \cdot 10^6 \cdot 0,549 \cdot 0,383 \cdot 10^{-3} = 336 \text{ А}$$

и м. д. с. стальных участков магнитной цепи

$$F_{\text{ст}} = F - F_{\delta} = 980 - 336 = 644 \text{ А}.$$

Относительное значение м. д. с. стальных участков магнитной цепи

$$\frac{F_{\text{ст}}}{F_{\delta}} = k_{\text{сп}} + k' = \frac{644}{336} = 1,92.$$

Определение сопротивлений фазы статора

26. Средняя длина витка обмотки статора

$$l_{\text{вл}} = 2(l + 1,5\tau) = 2(69,6 \cdot 10^{-3} + 1,5 \cdot 52 \cdot 10^{-3}) = 295,2 \cdot 10^{-3} \text{ м}.$$

Омическое сопротивление фазы статора при расчетной температуре 493 К

$$r_{\text{ном}} = \frac{\rho_{\text{эл}} w_l l_{\text{вл}}}{s_{\text{м}} a_{\text{пр}}^2} = \frac{0,315 \cdot 10^{-7} \cdot 54 \cdot 295,2 \cdot 10^{-3}}{2,49 \cdot 10^{-6} \cdot 1^2} = 0,202 \text{ Ом}.$$

Коэффициент, характеризующий увеличение сопротивления обмотки за счет неравномерного распределения тока по сечению провода,

$$\begin{aligned} \gamma &= 1 + \frac{n^2 - 0,2}{9 \left(1 + 1,5 \frac{\tau}{l} \right)} (b \cdot 100)^4 \left(\frac{f_1}{50} \right)^2 = \\ &= 1 + \frac{(2^2 - 0,2) (2,83 \cdot 10^{-3} \cdot 100)^4 \left(\frac{400}{50} \right)^2}{9 \left(1 + 1,5 \frac{52 \cdot 10^{-3}}{69,6 \cdot 10^{-3}} \right)} = 1,082. \end{aligned}$$

Активное сопротивление фазы статора

$$r_1 = r_{\text{ном}} \gamma = 0,202 \cdot 1,082 = 0,219 \text{ Ом}.$$

27. Единица сопротивления

$$z_0 = \frac{U_1}{I_1} = \frac{120}{32} = 3,75 \text{ Ом}.$$

28. Относительное значение активного сопротивления фазы статора

$$r_s = \frac{r_1}{z_6} = \frac{0,219}{3,75} = 0,0584.$$

29. Вычислив коэффициенты

$$k_1^* = 1,5y + 1,17 = 1,5 \cdot 0,778 + 1,17 = 2,34,$$

$$k_2^* = 3,0y + 1,00 = 3,0 \cdot 0,778 + 1,00 = 3,33,$$

определяем коэффициенты магнитной проводимости паза статора

$$\begin{aligned} \lambda_{\text{п1}} = 0,25 \left[\frac{(k_1^* - 1) b + b_{\text{кз}} + \Delta_{\text{п}}}{b_{\text{п1}}} + k_2^* \left(\frac{2\Delta_{\text{пн}} + \Delta_{\text{г}}}{b_{\text{п1}}} + \frac{2\Delta_{\text{к}}}{b_{\text{п1}} + b_{\text{ш1}}} + \frac{h_{y1}}{b_{\text{ш1}}} \right) \right] = 0,25 \left[\frac{(2,34 - 1) 2,83 \cdot 10^{-3} + 2,94 \cdot 10^{-3} + 0,25 \cdot 10^{-3}}{3,99 \cdot 10^{-3}} + \right. \\ \left. + 3,33 \left(\frac{2 \cdot 0,28 \cdot 10^{-3} + 0,25 \cdot 10^{-3}}{3,99 \cdot 10^{-3}} + \frac{2 \cdot 0,5 \cdot 10^{-3}}{3,99 \cdot 10^{-3} + 1,97 \cdot 10^{-3}} + \frac{0,5 \cdot 10^{-3}}{1,97 \cdot 10^{-3}} \right) \right] = 0,958. \end{aligned}$$

Полагая, что на зубцовые зоны приходится третья часть м. д. с. стальных участков магнитной цепи, принимаем в соответствии с п. 25 коэффициент насыщения магнитной цепи $k_{\text{в}} = -1,65$. При $q_1 = 3$, $y = 0,778$ $\sum_v (k_{\text{сб}v}/v)^2 = 0,009$ (см. табл. 5.4) и коэффициент магнитной проводимости дифференциального рассеяния

$$\lambda_{\text{д1}} = \frac{0,478 q_1 D \sum_v (k_{\text{сб}v}/v)^2}{p k_{\text{в}} \delta'} = \frac{0,478 \cdot 3 \cdot 99,4 \cdot 10^{-3} \cdot 0,009}{3 \cdot 1,65 \cdot 0,383 \cdot 10^{-3}} = 0,677.$$

Коэффициент магнитной проводимости лобовых частей обмотки статора

$$\lambda_{\text{л1}} = (0,42 - 0,18 y) q_1 = (0,42 - 0,18 \cdot 0,778) \cdot 3 = 0,84.$$

Индуктивное сопротивление рассеяния фазы статора при прямых пазах

$$\begin{aligned} x_{\text{л1}} = \gamma_{\text{л1}} [\lambda_{\text{п1}} + \lambda_{\text{д1}}] l + 1,5 \lambda_{\text{л1}} \tau] = \\ = 2,05 [(0,958 + 0,677) 69,6 \cdot 10^{-3} + 1,5 \cdot 0,84 \cdot 52 \cdot 10^{-3}] = 0,368 \text{ Ом,} \end{aligned}$$

где

$$\gamma_{\text{л1}} = 1,58 \cdot 10^{-5} \frac{f_1 w_1^2}{p q_1 a_{\text{гп1}}^2} = 1,58 \cdot 10^{-5} \cdot 400 \frac{54^2}{3 \cdot 3 \cdot 12} = 2,05.$$

Относительное значение индуктивного сопротивления рассеяния фазы статора при прямых пазях

$$x_{sн} = \frac{x_{1н}}{z_6} = \frac{0,368}{3,75} = 0,0981.$$

По определенному ранее $k_{ip} = 0,7$ рассчитываем коэффициент, характеризующий увеличение индуктивного сопротивления рассеяния фазы статора за счет скоса пазов

$$\sigma_{c1} = 1 + \frac{1 - k_{c1}}{x_{sн} k_{ip}} = 1 + \frac{1 - 0,997}{0,0981 \cdot 0,7} = 1,044.$$

Индуктивное сопротивление рассеяния фазы статора при скошенных пазях

$$x_1 = x_{1н} \sigma_{c1} = 0,368 \cdot 1,044 = 0,384 \text{ Ом.}$$

30. Относительное значение индуктивного сопротивления рассеяния статора

$$x_s = \frac{x_1}{z_6} = \frac{0,384}{3,75} = 0,102.$$

31. Уточненные значения отношения э. д. с. к напряжению фазы статора

$$c = 1 + 0,5(r_s^2 + x_s^2) + r_s \cos \varphi_1 - x_s \sin \varphi_1 =$$

$$= 1 + 0,5(0,0584^2 + 0,102^2) + 0,0584 \cdot 0,6 - 0,102 \cdot 0,8 = 0,96$$

и э. д. с. фазы статора

$$E_1 = c U_1 = 0,96 \cdot 120 = 115,2 \text{ В.}$$

Определение размеров ротора и сопротивлений фазы обмотки ротора

32. Определив тангенс угла θ , т. е.

$$\operatorname{tg} \theta = \frac{r_s \sin \varphi_1 + x_s \cos \varphi_1}{1 + r_s \cos \varphi_1 - x_s \sin \varphi_1} = \frac{0,0584 \cdot 0,8 + 0,102 \cdot 0,6}{1 + 0,0584 \cdot 0,6 - 0,102 \cdot 0,8} = 0,113,$$

угол $\theta = 6^\circ 30'$ и приняв $k_2 = 1,03$, находим приведенный ток фазы ротора

$$I_2' = k_2 I_1 \cos(\varphi_1 - \theta) = 1,03 \cdot 32 \cos(53^\circ 10' - 6^\circ 30') = 22,6 \text{ А.}$$

33. Полагая потери в стали статора генератора $\Delta p_{ст1} = 0,02 P_{вн}$, определяем электромагнитную мощность

$$P_{эм} = c_a P_{вн} + m_1 I_1^2 r_1 + \Delta p_{ст1} =$$

$$= 1,08 \cdot 6400 + 3 \cdot 32^2 \cdot 0,219 + 0,02 \cdot 6400 = 7713 \text{ Вт.}$$

34. Задаваясь высотой усика паза ротора $h_{y2}=0,5 \cdot 10^{-3}$ м, зазором между стержнем и пазом ротора $\Delta=0,1 \cdot 10^{-3}$ м, определяем

$$\beta = 0,5D - \delta - h_{y2} - \Delta - \frac{z_2(b_{s2\min} + \Delta)}{2\pi} = 0,5 \cdot 99,4 \cdot 10^{-3} - 0,3 \cdot 10^{-3} - 0,5 \cdot 10^{-3} - 0,1 \cdot 10^{-3} - \frac{67(1,54 \cdot 10^{-3} + 0,1 \cdot 10^{-3})}{2\pi} = 31,3 \cdot 10^{-3} \text{ м.}$$

Принимая относительную плотность тока в кольце $j_k=1$, коэффициент скругления $k_{cp}=0,97$, определяем

$$\alpha = \frac{W^2 \cdot Q_2 \cdot I_2^{1/2}}{p P_{9M}} = \frac{291,5^2 \cdot 0,315 \cdot 10^{-7} \cdot 22,6^2}{3,7713} = 5,9 \cdot 10^{-6} \text{ м}$$

и минимальное возможное значение скольжения

$$s_{\min} = \frac{2\alpha(pI + j_k D)}{\pi k_{cp} \beta^2} = \frac{2 \cdot 5,9 \cdot 10^{-6} (3 \cdot 69,6 \cdot 10^{-3} + 1 \cdot 99,4 \cdot 10^{-3})}{\pi \cdot 0,97 \cdot (31,3 \cdot 10^{-3})^2} = -0,0122.$$

Чтобы относительная высота паза ротора не выходила за рекомендуемые пределы принимаем абсолютную величину номинального скольжения несколько большей, чем минимальное возможное значение скольжения $|s|=0,015$.

35. Определяем размеры стержня ротора.

Площадь сечения стержня

$$s_{ст} = \frac{\alpha}{z_2 |s|} (pI + j_k D) = \frac{5,9 \cdot 10^{-6}}{67 \cdot 0,015} (3 \cdot 69,6 \cdot 10^{-3} + 1 \cdot 99,4 \cdot 10^{-3}) = 18,1 \cdot 10^{-6} \text{ м}^2.$$

Высота стержня

$$h_{ст} = 0,5\beta - \sqrt{0,25\beta^2 - \frac{z_2 s_{ст}}{2\pi \cdot k_{cp}}} = 0,5 \cdot 31,3 \cdot 10^{-3} - \sqrt{0,25(31,3 \cdot 10^{-3})^2 - \frac{67 \cdot 18,1 \cdot 10^{-6}}{2\pi \cdot 0,97}} = 8,9 \cdot 10^{-3} \text{ м.}$$

Ширина стержня

$$b_{ст} = \frac{s_{ст}}{k_{cp} h_{ст}} = \frac{18,1 \cdot 10^{-6}}{0,97 \cdot 8,9 \cdot 10^{-3}} = 2,1 \cdot 10^{-3} \text{ м.}$$

Относительная высота стержня

$$\frac{h_{ст}}{b_{ст}} = \frac{8,9 \cdot 10^{-3}}{2,1 \cdot 10^{-3}} = 4,24.$$

По данным табл. П1, выбираем стержень, размеры которого наиболее близки к рассчитанным:

$$s_{ст} = 19 \cdot 10^{-6} \text{ м}^2, h_{ст} = 9,3 \cdot 10^{-3} \text{ м}, b_{ст} = 2,1 \cdot 10^{-3} \text{ м},$$

а коэффициент скругления

$$k_{ср} = \frac{s_{ст}}{b_{ст} h_{ст}} = \frac{19 \cdot 10^{-6}}{2,1 \cdot 10^{-3} \cdot 9,3 \cdot 10^{-3}} = 0,972.$$

36. Определяем размеры паза ротора.

Ширина паза ротора

$$b_{п2} = b_{ст} + \Delta = 2,1 \cdot 10^{-3} + 0,1 \cdot 10^{-3} = 2,2 \cdot 10^{-3} \text{ м}.$$

Высота паза ротора

$$h_{п2} = h_{ст} + \Delta = 9,3 \cdot 10^{-3} + 0,1 \cdot 10^{-3} = 9,4 \cdot 10^{-3} \text{ м}.$$

37. Уточненное значение минимальной ширины зубца ротора

$$\begin{aligned} b_{з2\text{мин}} &= \frac{\pi [D - 2(b + h_{y2} + h_{п2})]}{z_2} - b_{п2} = \\ &= \frac{\pi [99,4 \cdot 10^{-3} - 2(0,3 \cdot 10^{-3} + 0,5 \cdot 10^{-3} + 9,4 \cdot 10^{-3})]}{67} - 2,2 \cdot 10^{-3} = \\ &= 1,5 \cdot 10^{-3} \text{ м}. \end{aligned}$$

38. Высота зубца ротора

$$h_{з2} = h_{п2} + h_{y2} = 9,4 \cdot 10^{-3} + 0,5 \cdot 10^{-3} = 9,9 \cdot 10^{-3} \text{ м}.$$

39. Определяем размеры кольца ротора.

Ток в стержне обмотки ротора

$$I_{ст} = I'_2 \frac{W}{z_2} = 22,6 \frac{291,5}{67} = 98,3 \text{ А}.$$

Плотность тока в стержне и кольцо

$$j_{ст} = j_k = \frac{I_{ст}}{s_{ст}} = \frac{98,3}{19 \cdot 10^{-6}} = 5,17 \cdot 10^6 \text{ А/м}^2.$$

Рассчитав $\sin \frac{\pi \cdot p}{z_2} = \sin \frac{\pi \cdot 3}{67} = 0,141$, определяем ток в кольце

$$I_k = \frac{I_{ст}}{2 \sin \frac{\pi p}{z_2}} = \frac{98,3}{2 \cdot 0,141} = 348 \text{ А}.$$

Площадь сечения кольца

$$s_k = \frac{I_k}{j_k} = \frac{348}{5,17 \cdot 10^6} = 67,2 \cdot 10^{-6} \text{ м}^2.$$

Если принять, что $h_{\text{к0}} = 1,5$, то высота кольца

$$h_{\text{к}} = h_{\text{к0}} \cdot h_{\text{ст}} = 1,5 \cdot 9,3 \cdot 10^{-3} = 14 \cdot 10^{-3} \text{ м.}$$

Ширина кольца

$$b_{\text{к}} = \frac{s_{\text{к}}}{h_{\text{к}}} = \frac{67,2 \cdot 10^{-6}}{14 \cdot 10^{-3}} = 4,8 \cdot 10^{-3} \text{ м.}$$

Средний диаметр кольца

$$D_{\text{к}} = D - 2\delta - h_{\text{к}} = 99,4 \cdot 10^{-3} - 2 \cdot 0,3 \cdot 10^{-3} - 14 \cdot 10^{-3} = 84,8 \cdot 10^{-3} \text{ м.}$$

40. Сопротивление стержня

$$r_{\text{ст}} = \frac{\rho_{\text{ст}} l}{S_{\text{ст}}} = \frac{0,315 \cdot 10^{-7} \cdot 69,6 \cdot 10^{-3}}{19 \cdot 10^{-6}} = 11,5 \cdot 10^{-5} \text{ Ом.}$$

Сопротивление участка кольца между двумя стержнями

$$r_{\text{к}} = \frac{\rho_{\text{ст}} \pi D_{\text{к}}}{2 z_2 s_{\text{к}}} = \frac{0,315 \cdot 10^{-7} \pi \cdot 84,8 \cdot 10^{-3}}{67 \cdot 67,2 \cdot 10^{-6}} = 0,186 \cdot 10^{-5} \text{ Ом.}$$

Активное сопротивление фазы ротора, приведенное к параметрам обмотки статора

$$r'_2 = \frac{W^2}{m_1 z_2} \left[r_{\text{ст}} + \frac{r_{\text{к}}}{2 \left(\sin \frac{\pi p}{z_2} \right)^2} \right] = \frac{291,5^2}{3 \cdot 67} \left(11,5 \cdot 10^{-5} + \frac{0,186 \cdot 10^{-5}}{2 \cdot 0,141^2} \right) = 0,0684 \text{ Ом.}$$

41. Относительное значение активного сопротивления фазы ротора, приведенного к параметрам обмотки статора

$$r'_r = \frac{r'_2}{z_{\text{б}}} = \frac{0,0684}{3,75} = 0,0182.$$

42. Коэффициент магнитной проводимости паза ротора

$$\lambda_{\text{п2}} = \frac{h_{\text{п2}}}{3b_{\text{п2}}} + \frac{h_{\text{г2}}}{b_{\text{п2}}} = \frac{9,4 \cdot 10^{-3}}{3 \cdot 2,2 \cdot 10^{-3}} + \frac{0,5 \cdot 10^{-3}}{0,5 \cdot 10^{-3}} = 2,43.$$

Коэффициент магнитной проводимости дифференциального рассеяния ротора

$$\lambda_{\text{д2}} = \frac{z_2 D}{12,57 p^2 k_{\text{н}} \delta'} \sum_v \left(\frac{1}{2 \frac{z_2}{2p} v \pm 1} \right)^2 = \frac{67 \cdot 99,4 \cdot 10^{-3} \cdot 0,0064}{12,57 \cdot 3^2 \cdot 1,65 \cdot 0,363 \cdot 10^{-3}} = 0,596.$$

Значение входящей в $\lambda_{\text{д2}}$ суммы определено по графику (см. рис. 5.5) для $z_2/2p = 67/2 \cdot 3 = 11,2$ и равно 0,0064.

Магнитная проводимость для потоков рассеяния лобовых частей обмотки ротора

$$\Lambda_{\pi 2} = \frac{3,32 D_K}{z_2 \left(2 \sin \frac{\pi p}{z_2} \right)^2} \lg \frac{2,35 D_K}{h_K + 2b_K} = \frac{3,32 \cdot 84,8 \cdot 10^{-3}}{67 (2 \cdot 0,141)^2},$$

$$\lg \frac{2,35 \cdot 84,8 \cdot 10^{-3}}{14 \cdot 10^{-3} + 2 \cdot 4,8 \cdot 10^{-3}} - 0,0528 \lg 8,44 = 0,0489.$$

Индуктивное сопротивление рассеяния фазы ротора при прямых пазах, приведенное к параметрам обмотки статора,

$$x'_{2n} = \gamma_{2n} [(\lambda_{n2} + \lambda_{\pi 2}) l + \Lambda_{\pi 2}] = 1,34 [(2,43 + 0,596) 69,6 \cdot 10^{-3} + 0,0489] = 0,348 \text{ Ом},$$

где

$$\gamma_{2n} = \frac{0,79 \cdot 10^{-5} W^2 f_1}{m_1 z_2} = \frac{0,79 \cdot 10^{-5} \cdot 291,5^2 \cdot 400}{3 \cdot 67} = 1,34,$$

и его относительное значение

$$x'_{rn} = \frac{x'_{2n}}{z_6} = \frac{0,348}{3,75} = 0,0928.$$

Коэффициент, характеризующий увеличение индуктивного сопротивления рассеяния фазы ротора за счет скоса пазов

$$\sigma_{c2} = 1 + \frac{1 - k_{c1}}{x'_{rn} k_{lp}} = 1 + \frac{1 - 0,997}{0,0928 \cdot 0,7} = 1,046.$$

Индуктивное сопротивление рассеяния фазы ротора, приведенное к параметрам обмотки статора,

$$x'_2 = x'_{2n} \sigma_{c2} = 0,348 \cdot 1,046 = 0,364 \text{ Ом}.$$

43. Относительное значение индуктивного сопротивления рассеяния фазы ротора, приведенного к параметрам обмотки статора

$$x'_r = \frac{x'_2}{z_6} = \frac{0,364}{3,75} = 0,097.$$

Расчет магнитной цепи генератора

44. Уточненное значение максимальной магнитной индукции в зубце статора.

Так как величина c , определенная в п. 31 расчета, совпадает со значением ее, принятым в п. 19, то уточнение максимальной магнитной индукции в зубце статора не производится. При дальнейших расчетах принимается значение ее $B_{31 \text{ макс}} = 1,75 \text{ Т}$, этим

значением задавались при определении главных размеров (см. п. 19).

45. Определяем уточненное значение магнитной индукции воздушного зазора.

По соображениям, приведенным ранее, при дальнейших расчетах принимаем, что $B_{\delta} = 0,549 \text{ Т}$ (см. п. 25).

46. М. д. с. воздушного зазора $F_{\delta} = 336 \text{ А}$ (см. п. 25).

47. Максимальная и средняя ширина зубца статора соответственно

$$\begin{aligned} b_{\text{з1 макс}} &= b_{\text{з1 мин}} + 2h_{\text{п1}} \operatorname{tg} \frac{\pi}{z_1} = 1,91 \cdot 10^{-3} + 2 \cdot 7,97 \cdot 10^{-3} \operatorname{tg} \frac{\pi}{54} = \\ &= 2,85 \cdot 10^{-3} \text{ м}, \\ b_{\text{з1 ср}} &= (b_{\text{з1 мин}} + b_{\text{з1 макс}}) 0,5 = (1,91 \cdot 10^{-3} + 2,84 \cdot 10^{-3}) 0,5 = \\ &= 2,38 \cdot 10^{-3} \text{ м}. \end{aligned}$$

Магнитные индукции в трех сечениях зубца статора:

$$\begin{aligned} B_{\text{з1 макс}} &= 1,75 \text{ Т}, \\ B_{\text{з1 ср}} &= B_{\text{з1 макс}} \frac{b_{\text{з1 мин}}}{b_{\text{з1 ср}}} = 1,75 \frac{1,91 \cdot 10^{-3}}{2,38 \cdot 10^{-3}} = 1,41 \text{ Т}, \\ B_{\text{з1 мин}} &= B_{\text{з1 макс}} \frac{b_{\text{з1 мин}}}{b_{\text{з1 макс}}} = 1,75 \frac{1,91 \cdot 10^{-3}}{2,84 \cdot 10^{-3}} = 1,18 \text{ Т}. \end{aligned}$$

Напряженности магнитного поля в трех сечениях зубца статора при использовании в генераторе стали Э-41 (см. табл. П11) следующие: $H_{\text{з1 макс}} = 18000 \text{ А/м}$, $H_{\text{з1 ср}} = 2060 \text{ А/м}$, $H_{\text{з1 мин}} = 685 \text{ А/м}$.

Среднее значение напряженности магнитного поля в зубце статора

$$H_{\text{з1с}} = \frac{H_{\text{з1 макс}} + 4H_{\text{з1 ср}} + H_{\text{з1 мин}}}{6} = \frac{18000 + 4 \cdot 2060 + 685}{6} = 4480 \text{ А/м}.$$

М. д. с. зубцовой зоны статора

$$F_{\text{з1}} = 2h_{\text{з1}} H_{\text{з1с}} = 2 \cdot 8,47 \cdot 10^{-3} \cdot 4480 = 75,9 \text{ А}.$$

48. Максимальная и средняя ширина зубца ротора соответственно

$$\begin{aligned} b_{\text{з2 макс}} &= b_{\text{з2 мин}} + 2h_{\text{п2}} \operatorname{tg} \frac{\pi}{z_2} = 1,5 \cdot 10^{-3} + 2 \cdot 9,4 \cdot 10^{-3} \operatorname{tg} \frac{\pi}{67} = \\ &= 2,38 \cdot 10^{-3} \text{ м}, \end{aligned}$$

$$b_{\text{з2 ср}} = 0,5(b_{\text{з2 мин}} + b_{\text{з2 макс}}) = 0,5(1,5 \cdot 10^{-3} + 2,38 \cdot 10^{-3}) = 1,94 \cdot 10^{-3} \text{ м}.$$

Магнитные индукции в трех сечениях зубца ротора следующие:

$$B_{\text{з2макс}} - B_{\text{з1макс}} \frac{b_{\text{з1мин}} z_1}{b_{\text{з2мин}} z_2} = 1,75 \frac{1,91 \cdot 10^{-3} \cdot 54}{1,5 \cdot 10^{-3} \cdot 67} = 1,8 \text{ Т},$$

$$B_{\text{з2ср}} = B_{\text{з2макс}} \frac{b_{\text{з2мин}}}{b_{\text{з2ср}}} = 1,8 \frac{1,5 \cdot 10^{-3}}{1,94 \cdot 10^{-3}} = 1,39 \text{ Т},$$

$$B_{\text{з2мин}} = B_{\text{з2макс}} \frac{b_{\text{з2мин}}}{b_{\text{з2макс}}} = 1,8 \frac{1,5 \cdot 10^{-3}}{2,38 \cdot 10^{-3}} = 1,13 \text{ Т}.$$

Напряженности магнитного поля в трех сечениях зубца ротора, соответствующие этим значениям магнитной индукции, согласно табл. П11 следующие: $H_{\text{з2макс}} = 23\,000 \text{ А}$, $H_{\text{з2ср}} = 1720 \text{ А}$, $H_{\text{з2мин}} = 586 \text{ А}$.

Среднее значение напряженности магнитного поля в зубце ротора

$$H_{\text{з2с}} = \frac{H_{\text{з2макс}} + 4H_{\text{з2ср}} + H_{\text{з2мин}}}{6} = \frac{23000 + 4 \cdot 1720 + 586}{6} = 5080 \text{ А/м}.$$

М. д. с. зубцовой зоны ротора

$$F_{\text{з2}} = 2h_{\text{з2}} H_{\text{з2с}} = 2 \cdot 9,9 \cdot 10^{-3} \cdot 5080 = 101 \text{ А}.$$

49. М. д. с. зубцовых зон статора и ротора

$$F_{\text{з}} = F_{\text{з1}} + F_{\text{з2}} = 75,9 + 101 = 177 \text{ А},$$

ее относительное значение

$$k'_n = \frac{F_{\text{з}}}{F_{\text{б}}} = \frac{177}{336} = 0,527$$

и коэффициент насыщения

$$k_n = 1 + k'_n = 1 + 0,527 = 1,53.$$

50. М. д. с., приходящаяся на спинки ротора и статора,

$$F_{\text{с}} = F_{\text{с1}} + F_{\text{с2}} = F_{\text{с}} - F_{\text{з}} \quad F_{\text{с}} = 980 - 336 - 177 = 467 \text{ А}$$

и ее относительное значение

$$k_{\text{сп}} = \frac{F_{\text{с}}}{F_{\text{б}}} = \frac{467}{336} = 1,39.$$

51. Проверим принятое в начале расчета α (см. п. 19) и уточним его значение.

а) Значениям $k'_n = 0,527$ и $k_{\text{сп}} = 1,39$ соответствуют (см. рис. 6.7) $\alpha_0 = 0,421$, $\alpha = 1,327$ и расчетный коэффициент полюсного перекрытия

$$\alpha_k = \alpha_0 \alpha = 0,421 \cdot 1,327 = 0,559,$$

отличающийся от исходного значения α на

$$\delta\alpha = \frac{|\alpha_k - \alpha|}{\alpha} 100 = \frac{|0,559 - 0,67|}{0,67} 100 = 16,6\%.$$

Вследствие большого расхождения α и α_k необходимо уточнить значение α . Для этого, задавшись несколькими значениями α , определяем м. д. с. воздушного зазора, зубцовых зон, спинок, k_{π}' , $k_{\text{сп}}$ и соответствующие им значения α_k . Построив график зависимости $\alpha - \alpha_k = f(\alpha)$, определяем величину α , при которой

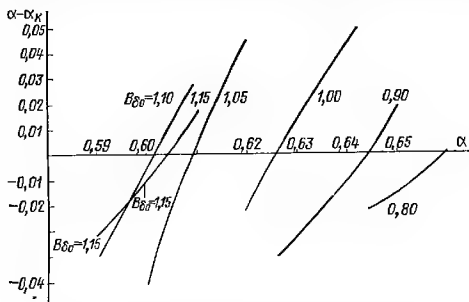


Рис. 10.1. График для уточнения значений расчетного коэффициента полюсного перекрытия асинхронного генератора

этот график пересекает ось абсцисс, и принимаем ее за действительное значение расчетного коэффициента полюсного перекрытия. Данные расчетов приведены в табл. 10.1 и показаны на рис. 10.1.

Для примера рассмотрим построение одной точки графика $\alpha - \alpha_k = f(\alpha)$, соответствующей $\alpha = 0,64$.

б) Максимальная магнитная индукция в зубце статора

$$B'_{\text{элмакс}} = \frac{pE_1 a_{\text{пр1}}}{6,98 a_{k3} k_{\text{об1}} w_1 f_1 A} = \frac{3 \cdot 115,2 \cdot 1}{6,98 \cdot 0,64 \cdot 0,95 \cdot 0,899 \cdot 54 \cdot 400 \cdot 2,29 \cdot 10^{-3}} = 1,83 \text{ Т*}.$$

в) Магнитная индукция в воздушном зазоре

$$B_{\delta} = \frac{z_1 b_{\text{элмин}} k_s B'_{\text{элмакс}}}{\pi D} = \frac{54 \cdot 1,91 \cdot 10^{-3} \cdot 0,95 \cdot 1,83}{\pi \cdot 99,4 \cdot 10^{-3}} = 0,575 \text{ Т}.$$

* Так как максимальная магнитная индукция в зубце статора превышает 1,8 Т, то это значение рассматривается как расчетное, что отмечается штрихом у символа магнитной индукции.

г) М. д. с. воздушного зазора

$$F_{\delta} = 1,6 \cdot 10^6 B_{\delta} \delta' = 1,6 \cdot 10^6 \cdot 0,575 \cdot 0,383 \cdot 10^{-3} = 352 \text{ А.}$$

д) М. д. с. зубцовой зоны статора

Зубцовые коэффициенты для минимального, среднего и максимального сечений зубца статора соответственно

$$k_{\text{п1мин}} = \frac{\pi [D + 2(h_{y1} + \Delta_K)]}{z_1 b_{\text{з1мин}} k_z} - 1 =$$

$$= \frac{\pi [99,4 \cdot 10^{-3} + 2(0,5 \cdot 10^{-3} + 0,5 \cdot 10^{-3})]}{54 \cdot 1,91 \cdot 10^{-3} \cdot 0,95} - 1 = 2,25,$$

$$k_{\text{п1ср}} = \frac{\pi (D + h_{\text{з1}})}{z_1 b_{\text{з1ср}} k_z} - 1 = \frac{\pi (99,4 \cdot 10^{-3} + 8,47 \cdot 10^{-3})}{54 \cdot 2,38 \cdot 10^{-3} \cdot 0,95} - 1 = 1,77,$$

$$k_{\text{п1макс}} = \frac{\pi (D + 2h_{\text{з1}})}{z_1 b_{\text{з1макс}} k_z} - 1 = \frac{\pi (99,4 \cdot 10^{-3} + 2 \cdot 8,47 \cdot 10^{-3})}{54 \cdot 2,84 \cdot 10^{-3} \cdot 0,95} - 1 = 1,51.$$

Расчетные значения магнитной индукции в трех сечениях зубца статора

$$B'_{\text{з1макс}} = 1,83 \text{ Т,}$$

$$B'_{\text{з1ср}} = B'_{\text{з1макс}} \frac{b_{\text{з1мин}}}{b_{\text{з1ср}}} = 1,83 \frac{1,91 \cdot 10^{-3}}{2,38 \cdot 10^{-3}} = 1,47 \text{ Т,}$$

$$B'_{\text{з1мин}} = B'_{\text{з1макс}} \frac{b_{\text{з1мин}}}{b_{\text{з1макс}}} = 1,83 \frac{1,91 \cdot 10^{-3}}{2,84 \cdot 10^{-3}} = 1,23 \text{ Т.}$$

Согласно графикам (см. рис. 6.4) $B'_{\text{з1макс}} = 1,83 \text{ Т}$ и $k_{\text{п1мин}} = 2,25$ соответствует $H_{\text{з1макс}} = 20400 \text{ А/м}$. Напряженности магнитного поля при $B'_{\text{з1ср}} = 1,47 \text{ Т}$ и $B'_{\text{з1мин}} = 1,23 \text{ Т}$ определяем по табл. П11: $H_{\text{з1ср}} = 3140 \text{ А/м}$, $H_{\text{з1мин}} = 810 \text{ А/м}$.

Среднее значение напряженности магнитного поля в зубце статора

$$H_{\text{з1с}} = \frac{H_{\text{з1макс}} + 4H_{\text{з1ср}} + H_{\text{з1мин}}}{6} = \frac{20400 + 4 \cdot 3140 + 810}{6} = 5630 \text{ А/м.}$$

М. д. с. зубцовой зоны статора

$$F_{\text{з1}} = 2h_{\text{з1}} H_{\text{з1с}} = 2 \cdot 8,47 \cdot 10^{-3} \cdot 5630 = 95,4 \text{ А.}$$

е) Зубцовые коэффициенты для минимального, среднего и максимального сечений зубца ротора

$$k_{\text{п2мин}} = \frac{\pi (D + 2\delta + 2h_{\text{з2}})}{z_2 b_{\text{з2мин}} k_z} - 1 =$$

$$= \frac{\pi (99,4 \cdot 10^{-3} + 2 \cdot 0,3 \cdot 10^{-3} + 2 \cdot 9,9 \cdot 10^{-3})}{67 \cdot 1,5 \cdot 10^{-3} \cdot 0,95} - 1 = 1,60,$$

$$k_{п2ср} = \frac{\pi(D - 2\delta - h_{з2})}{z_2 b_{з2ср} k_{з}} - 1 =$$

$$= \frac{\pi(99,4 \cdot 10^{-3} - 2 \cdot 0,3 \cdot 10^{-3} - 9,9 \cdot 10^{-3})}{67 \cdot 1,94 \cdot 10^{-3} \cdot 0,95} - 1 = 1,23,$$

$$k_{п2макс} = \frac{\pi(D - 2\delta - 2h_{y2})}{z_2 b_{з2макс} k_{з}} - 1 =$$

$$= \frac{\pi(99,4 \cdot 10^{-3} - 2 \cdot 0,3 \cdot 10^{-3} - 2 \cdot 0,5 \cdot 10^{-3})}{67 \cdot 2,38 \cdot 10^{-3} \cdot 0,95} - 1 = 1,03.$$

Расчетные значения магнитной индукции в трех сечениях зубца

$$B'_{з2макс} = B'_{з1макс} \frac{b_{з1мин} z_1}{b_{з2мин} z_2} = 1,83 \frac{1,91 \cdot 10^{-3} \cdot 54}{1,5 \cdot 10^{-3} \cdot 67} = 1,88 \text{ Т},$$

$$B'_{з2ср} = B'_{з2макс} \frac{b_{з2мин}}{b_{з2ср}} = 1,88 \frac{1,5 \cdot 10^{-3}}{1,94 \cdot 10^{-3}} = 1,45 \text{ Т},$$

$$B'_{з2мин} = B'_{з2макс} \frac{b_{з2мин}}{b_{з2макс}} = 1,88 \frac{1,5 \cdot 10^{-3}}{2,38 \cdot 10^{-3}} = 1,19 \text{ Т}.$$

Используя графики (см. рис. 6.4), находим для $B'_{з2макс} = 1,88 \text{ Т}$ и $k_{п2мин} = 1,60$ напряженность магнитного поля $H_{з2макс} = 25800 \text{ А/м}$. Магнитным индукциям $B_{з2ср} \approx B'_{з2ср} = 1,45 \text{ Т}$ и $B_{з2мин} \approx B'_{з2мин} = 1,19 \text{ Т}$ согласно табл. III соответствуют напряженности магнитного поля $H_{з2ср} = 2700 \text{ А/м}$ и $H_{з2мин} = 707 \text{ А/м}$.

Среднее значение напряженности магнитного поля в зубце ротора

$$H_{з2с} = \frac{H_{з2макс} + 4H_{з2ср} + H_{з2мин}}{6} = \frac{25800 + 4 \cdot 2700 + 707}{6} = 6210 \text{ А}.$$

М. д. с. зубцовой зоны ротора

$$F_{з2} = 2h_{з2} H_{з2с} = 2 \cdot 9,9 \cdot 10^{-3} \cdot 6210 = 123 \text{ А}.$$

ж) М. д. с. зубцовых зон статора и ротора

$$F_3 = F_{з1} + F_{з2} = 95,4 + 123 = 218 \text{ А}$$

и ее относительное значение

$$k'_\kappa = \frac{F_3}{F_\delta} = \frac{218}{352} = 0,620.$$

з) М. д. с., приходящаяся на спинки статора и ротора,

$$F_c = F - F_\delta - F_3 = 980 - 352 - 218 = 410 \text{ А}$$

и ее относительное значение

$$k_{сб} = \frac{F_c}{F_\delta} = \frac{410}{352} = 1,17.$$

и) Значение расчетного коэффициента полюсного перекрытия при $k_H' = 0,620$ и $k_{CH} = 1,17$.

Из графиков (см. рис. 6, 7) следует, что $\bar{\alpha} = 1,36$, $\alpha_0 = 0,438$, $\alpha_K = \bar{\alpha}\alpha_0 - 1,36 \cdot 0,438 = 0,596$.

к) Согласно графику (см. рис. 10.1) принимаем за действительное значение расчетного коэффициента полюсного перекрытия $\alpha = 0,626$. М. д. с. воздушного зазора и зубцовых зон при этом значении α приведены в правой части табл. 10.1 и рассматриваются в дальнейшем как м. д. с. в номинальном режиме работы генератора.

Таблица 10.1

Данные для построения графиков на рис. 10.1

α	0,64	0,63	0,62	0,626
$B_{\Sigma 1 \text{ макс}}, T$	1,83	1,86	1,89	1,87
B_{Σ}, T	0,575	0,584	0,593	0,587
F_{Σ}, A	352	357	363	360
$B_{\Sigma 1 \text{ ср}}, T$	1,47	1,49	1,52	1,50
$B_{\Sigma 1 \text{ мин}}, T$	1,23	1,25	1,27	1,26
$H_{\Sigma 1 \text{ макс}}, A/M$	20400	22800	25000	23500
$H_{\Sigma 1 \text{ ср}}, A/M$	3140	3600	4100	3670
$H_{\Sigma 1 \text{ мин}}, A/M$	810	870	940	900
$H_{\Sigma 1 \text{ с}}, A/M$	5630	6340	7050	6510
$F_{\Sigma 1}, A$	95,4	107	119	110
$L_{\Sigma 2 \text{ макс}}, T$	1,88	1,91	1,94	1,92
$B_{\Sigma 2 \text{ ср}}, T$	1,45	1,48	1,50	1,49
$B_{\Sigma 2 \text{ мин}}, T$	1,19	1,20	1,22	1,21
$H_{\Sigma 2 \text{ макс}}, A/M$	25800	27500	31000	29000
$H_{\Sigma 2 \text{ ср}}, A/M$	2700	3370	3700	3510
$H_{\Sigma 2 \text{ мин}}, A/M$	707	730	780	754
$H_{\Sigma 2 \text{ с}}, A/M$	6210	6950	7760	7300
$F_{\Sigma 2}, A$	123	138	154	145
F_{Σ}, A	218	245	273	255
k_H'	0,62	0,686	0,752	0,708
F_c, A	410	378	344	365
k_{CH}	1,17	1,06	0,947	1,01
$\bar{\alpha}$	1,360	1,381	1,402	1,385
α_0	0,438	0,446	0,456	0,452
α_K	0,596	0,616	0,640	0,626
$\alpha - \alpha_K$	0,044	0,014	-0,020	0,000

52. Задавшись магнитной индукцией в спинке статора $B_{c1} = 1,7$ Т, определяем

$$\beta_{c1} = \frac{B_{c1}}{B'_{\beta 1 \max}} = \frac{1,7}{1,87} = 0,909$$

и высоту спинки статора

$$b_{c1} = \frac{0,786\alpha(D - D_0)}{\beta_{c1}} = \frac{0,786 \cdot 0,626 \cdot 32,9 \cdot 10^{-3}}{3 \cdot 0,909} = 5,95 \cdot 10^{-3} \text{ м.}$$

Средний диаметр и средняя длина магнитной линии спинки статора соответственно

$$D_{c1} = D + 2h_{s1} + b_{c1} = 99,4 \cdot 10^{-3} + 2 \cdot 8,47 \cdot 10^{-3} + 5,95 \cdot 10^{-3} = 122,3 \cdot 10^{-3} \text{ м,}$$

$$L_{c1} = \frac{\pi D_{c1}}{2p} = \frac{\pi \cdot 122,3 \cdot 10^{-3}}{2 \cdot 3} = 64,0 \cdot 10^{-3} \text{ м.}$$

При $B_{c1} = 1,7$ Т согласно табл. П12 $\xi H_{c1} = 3560$ А/м и м. д. с. спинки статора

$$F_{c1} = \xi H_{c1} L_{c1} = 3560 \cdot 64,0 \cdot 10^{-3} = 228 \text{ А.}$$

53. Задавшись магнитной индукцией в спинке ротора $B_{c2} = 1,7$ Т, определяем высоту спинки ротора

$$b_{c2} = b_{c1} \frac{B_{c1}}{B_{c2}} = 5,95 \cdot 10^{-3} \frac{1,7}{1,7} = 5,95 \cdot 10^{-3} \text{ м.}$$

Средний диаметр и средняя длина магнитной линии спинки ротора соответственно

$$D_{c2} = D - 2(\delta + h_{s2}) - b_{c2} = 99,4 \cdot 10^{-3} - 2(0,3 \cdot 10^{-3} + 9,9 \cdot 10^{-3}) - 5,95 \cdot 10^{-3} = 73 \cdot 10^{-3} \text{ м,}$$

$$L_{c2} = \frac{\pi D_{c2}}{2p} = \frac{\pi \cdot 73 \cdot 10^{-3}}{2 \cdot 3} = 38,2 \cdot 10^{-3} \text{ м.}$$

При $B_{c2} = 1,7$ Т согласно табл. П12 $\xi H_{c2} = 3560$ А/м и м. д. с. спинки ротора $F_{c2} = \xi H_{c2} L_{c2} = 3560 \cdot 38,2 \cdot 10^{-3} = 136$ А.

54. М. д. с. спинки статора и ротора

$$F_c = F_{c1} + F_{c2} = 228 + 136 = 364 \text{ А}$$

и ее относительное значение

$$k_{cp} = \frac{F_c}{F_\delta} = \frac{364}{360} = 1,01.$$

55. М. д. с. генератора на пару полюсов

$$F = F_\delta + F_s + F_c = 360 + 255 + 364 = 979 \text{ А.}$$

56. Намагничивающий ток генератора

$$I_m = \frac{PF}{0,45W} = \frac{3 \cdot 979}{0,45 \cdot 291,5} = 22,4 \text{ А},$$

и его кратность

$$k_{ip} = \frac{I_m}{I_1} = \frac{22,4}{32} = 0,7.$$

Определение массы активных материалов генератора

57. Масса меди обмотки статора

$$m_{м1} = 3w_1 l_{м1} s_m \rho_m = 3 \cdot 54 \cdot 295,2 \cdot 10^{-3} \cdot 2,48 \cdot 10^{-6} \cdot 8,9 \cdot 10^3 = 1,057 \text{ кг}.$$

58. Определив площадь зубца

$$s_{з1} = b_{з1cp} h_{з1} = 2,38 \cdot 10^{-3} \cdot 8,47 \cdot 10^{-3} = 20,2 \cdot 10^{-6} \text{ м}^2,$$

находим массу зубцов статора

$$m_{з1} = z_1 l s_{з1} k_3 \rho_{ст} = 54 \cdot 69,6 \cdot 10^{-3} \cdot 20,2 \cdot 10^{-6} \cdot 0,95 \cdot 7,55 \cdot 10^3 = 0,545 \text{ кг}.$$

59. Масса спинки статора

$$m_{с1} = \pi D_{с1} b_{с1} l k_3 \rho_{ст} = \pi \cdot 122,3 \cdot 10^{-3} \cdot 5,95 \cdot 10^{-3} \cdot 69,6 \cdot 10^{-3} \cdot 0,95 \times \\ \times 7,55 \cdot 10^3 = 1,143 \text{ кг}.$$

60. Масса меди обмотки ротора

$$m_{м2} = (z_2 s_{ст} l + 2\pi D_{к} s_k) \rho_m = (67 \cdot 19 \cdot 10^{-6} \cdot 69,6 \cdot 10^{-3} + \\ + 2\pi \cdot 84,8 \cdot 10^{-3} \cdot 67,2 \cdot 10^{-6}) 8,9 \cdot 10^3 = 1,108 \text{ кг}.$$

61. Определив площадь зубца

$$s_{з2} = b_{з2cp} h_{з2} = 1,94 \cdot 10^{-3} \cdot 9,9 \cdot 10^{-3} = 19,2 \cdot 10^{-6} \text{ м}^2,$$

находим массу зубцов ротора

$$m_{з2} = z_2 l s_{з2} k_3 \rho_{ст} = 67 \cdot 69,6 \cdot 10^{-3} \cdot 19,2 \cdot 10^{-6} \cdot 0,95 \times \\ \times 7,55 \cdot 10^3 = 0,643 \text{ кг}.$$

62. Масса спинки ротора

$$m_{с2} = \pi D_{с2} b_{с2} l k_3 \rho_{ст} = \pi \cdot 73 \cdot 10^{-3} \cdot 5,95 \cdot 10^{-3} \times \\ \times 69,6 \cdot 10^{-3} \cdot 0,95 \cdot 7,55 \cdot 10^3 = 0,682 \text{ кг}.$$

63. Масса меди обмоток генератора

$$m_{м} = m_{м1} + m_{м2} = 1,057 + 1,108 = 2,165 \text{ кг}.$$

64. Масса пакетов стали генератора

$$m_c = m_{з1} + m_{с1} + m_{з2} + m_{с2} = \\ = 0,545 + 1,143 + 0,643 + 0,682 = 3,013 \text{ кг}.$$

65. Масса активных материалов генератора

$$m_{a.m.} = m_m + m_c = 2,165 + 3,013 = 5,178 \text{ кг.}$$

66. Масса активных материалов генератора, приходящаяся на единицу мощности нагрузки

$$\overline{m}_{a.m.} = \frac{m_{a.m.}}{S_n \cdot 10^{-3}} = \frac{5,178}{8000 \cdot 10^{-3}} = 0,647 \text{ кг/(кВ} \cdot \text{А)}$$

Определение потерь, к. п. д. и моментов генератора

67. Потери в стали зубцов статора

$$\Delta p_{z1} = 33,2 p_{1/50} B_{z1cp}^2 m_{z1} = 33,2 \cdot 1,35 \cdot 1,49^2 \cdot 0,545 = 54,3 \text{ Вт.}$$

Потери $p_{1/50} = 1,35$ Вт/кг для стали Э41 приведены в табл. 6.1. Действительное значение магнитной индукции в среднем сечении зубца $B_{z1cp} = 1,49$ Т определяем по напряженности магнитного поля $H_{z1cp} = 3670$ А/м с помощью табл. III.

68. Потери в стали спинки статора

$$\Delta p_{c1} = 33,2 p_{1/50} B_{c1}^2 m_{c1} = 33,2 \cdot 1,35 \cdot 1,7^2 \cdot 1,143 = 148 \text{ Вт.}$$

69. Потери в стали статора

$$\Delta p_{ст1} = \Delta p_{z1} + \Delta p_{c1} = 54,3 + 148 = 202 \text{ Вт.}$$

70. Активная составляющая намагничивающего тока

$$I_{oa} = \frac{\Delta p_{ст1}}{m_1 E_1} = \frac{202}{3 \cdot 115,2} = 0,58 \text{ А,}$$

71. Намагничивающий ток

$$I_0 = \sqrt{I_m^2 + I_{oa}^2} = \sqrt{22,4^2 + 0,58^2} = 22,4 \text{ А.}$$

72. Уточним значение номинального скольжения.

Соответственно сопротивление намагничивающего контура и его составляющие

$$z_m = \frac{E_1}{I_0} = \frac{115,2}{22,4} = 5,14 \text{ Ом,}$$

$$r_m = \frac{\Delta p_{ст1}}{m_1 I_0^2} = \frac{202}{3 \cdot 22,4^2} = 0,134 \text{ Ом,}$$

$$x_m = \sqrt{z_m^2 - r_m^2} = \sqrt{5,14^2 - 0,134^2} = 5,14 \text{ Ом.}$$

Определив активную составляющую проводимости нагрузки

$$g_n = y_n \cos \varphi_n = 0,1850 \cdot 0,8 = 0,1480 \text{ См,}$$

$$c_1 = 1 + \frac{x_1}{x_m} = 1 + \frac{0,384}{5,14} = 1,07$$

и сопротивления

$$r_0 = r_1 + r_m = 0,219 + 0,134 = 0,353 \text{ Ом},$$

$$x_0 = x_1 + x_m = 0,384 + 5,14 = 5,52 \text{ Ом},$$

$$x_1 + c_1 x_2' = 0,384 + 1,07 \cdot 0,364 = 0,774 \text{ Ом},$$

находим проводимости

$$g_0 = \frac{r_0}{r_0^2 + x_0^2} = \frac{0,353}{0,353^2 + 5,52^2} = 0,0115 \text{ См},$$

$$g_n + g_0 = 0,1480 + 0,0115 = 0,1595 \text{ См},$$

коэффициенты

$$a_s'' = r_1^2 + (x_1 + c_1 x_2')^2 + \frac{r_1}{c_1 (g_n + g_0)} =$$

$$= 0,219^2 + 0,774^2 + \frac{0,219}{1,07 \cdot 0,1595} = 1,93 \text{ Ом}^2,$$

$$b_s'' = 2 \left(c_1 r_1 + \frac{0,5}{g_n + g_0} \right) r_2' = 2 \left(1,07 \cdot 0,219 + \frac{0,5}{0,1595} \right) 0,0684 =$$

$$= -0,461 \text{ Ом}^2,$$

$$c_s'' = (c_1 r_2')^2 - (1,07 \cdot 0,0684)^2 = 0,00535 \text{ Ом}^2$$

и уточненное значение скольжения

$$s = \frac{-b_s'' + \sqrt{b_s''^2 - 4a_s''c_s''}}{2a_s''} =$$

$$= \frac{-0,461 + \sqrt{(-0,461)^2 - 4 \cdot 1,93 \cdot 0,00535}}{2 \cdot 1,93} = -0,0122.$$

73. Уточняем значение тока фазы статора и коэффициента мощности.

Рассчитав соответственно активное и реактивное сопротивление главной ветви схемы замещения генератора

$$r_2'' = c_1 \left(r_1 + \frac{c_1 r_2'}{s} \right) = 1,07 \left(0,219 + \frac{1,07 \cdot 0,0684}{-0,0122} \right) = -5,76 \text{ Ом},$$

$$x_2'' = c_1 (x_1 + c_1 x_2') = 1,07 \cdot 0,774 = 0,829 \text{ Ом},$$

определяем составляющие тока фазы статора

$$I_{1a} = - \left(\frac{r_2''}{r_2''^2 + x_2''^2} + \frac{r_0}{r_0^2 + x_0^2} \right) U_1 =$$

$$= - \left[\frac{-5,76}{(-5,76)^2 + 0,829^2} + \frac{0,353}{0,353^2 + 5,52^2} \right] 120 = 19 \text{ А},$$

$$I_{1p} = \left(\frac{x_2''}{r_{\text{II}}'^2 + x_2''^2} + \frac{x_0}{r_0^2 + x_0^2} \right) U_1 - \\ - \left[\frac{0,829}{(-5,76)^2 + 0,829^2} + \frac{5,52}{0,353^2 + 5,52^2} \right] 120 = 24,6 \text{ А},$$

ток фазы статора

$$I_1 = \sqrt{I_{1a}^2 + I_{1p}^2} = \sqrt{(19)^2 + 24,6^2} = 31,1 \text{ А}$$

и коэффициент мощности

$$\cos \varphi_1 = \frac{I_{1a}}{I_1} = \frac{19}{31,1} = 0,611.$$

74. Потери в меди обмотки статора

$$\Delta p_{m1} = m_1 I_1^2 r_1 = 3 \cdot 31,1^2 \cdot 0,0219 = 631 \text{ Вт.}$$

75. Уточненное значение приведенного тока фазы ротора

$$I_2' = \frac{c_1 U_1}{\sqrt{r_2'^2 + x_2''^2}} = \frac{1,07 \cdot 120}{\sqrt{(-5,76)^2 + 0,829^2}} = 22,1 \text{ А.}$$

76. Потери в меди обмотки ротора

$$\Delta p_{m2} = m_1 I_2'^2 r_2' = 3 \cdot 22,1^2 \cdot 0,0684 = 100 \text{ Вт.}$$

77. Механические потери принимаем равными 2% от номинальной активной мощности нагрузки генератора:

$$\Delta p_{\text{мех}} = 0,02 P_H = 0,02 \cdot 6400 = 128 \text{ Вт.}$$

78. Добавочные потери принимаем равными 1% от номинальной активной мощности нагрузки генератора:

$$\Delta p_d = 0,01 p_H = 0,01 \cdot 6400 = 64 \text{ Вт.}$$

79. Мощность, подводимая к генератору в номинальном режиме

$$P_H = c_H P_H + \Delta p_{m1} + \Delta p_{m2} + \Delta p_{\text{ст1}} + \Delta p_{\text{мех}} + \Delta p_d = \\ = 1,08 \cdot 6400 + 631 + 100 + 202 + 128 + 64 = 8040 \text{ Вт.}$$

80. К. п. д. генератора

$$\eta = \frac{P_H}{P_H} = \frac{6400}{8040} = 0,796.$$

81. Электромагнитный момент, развиваемый генератором в номинальном режиме

$$M_H = \frac{(c_H P_H + \Delta p_{m1} + \Delta p_{\text{ст1}}) p}{2\pi f_1} = \frac{(1,08 \cdot 6400 + 631 + 202) \cdot 3}{2\pi \cdot 400} = \\ = -9,25 \text{ Н} \cdot \text{м},$$

82. Критическое скольжение

$$s_k = - \frac{c_1 r_2'}{\sqrt{r_1^2 + (x_1 + c_1 x_2')^2}} = - \frac{1,07 \cdot 0,0684}{\sqrt{0,219^2 + 0,774^2}} = -0,091$$

и максимальный электромагнитный момент

$$M_m = - \frac{m_1 U_1^2 p}{4\pi f_1 [-r_1 + \sqrt{r_1^2 + (x_1 + c_1 x_2')^2}]} =$$

$$= - \frac{3 \cdot 120^2 \cdot 3}{4\pi \cdot 400 (0,219 + \sqrt{0,219^2 + 0,774^2})} = -44,1 \text{ Н} \cdot \text{м}.$$

83. Отношение моментов

$$\frac{M_m}{M_H} = \frac{-44,1}{-9,25} = 4,76.$$

Расчет характеристик генератора

84. Расчет магнитной характеристики.

Для расчета магнитной характеристики задаемся рядом относительных значений магнитной индукции воздушного зазора (табл. 10.2) и для каждого из них рассчитываем магнитную цепь согласно рекомендациям разд. 6.3.

Результаты расчета магнитной цепи приведены в табл. 10.2. В столбце, отмеченном цифрой 4, помещены данные расчета магнитной цепи при номинальном режиме работы генератора, который был выполнен выше.

В качестве примера рассмотрим расчет магнитной цепи при $B_{\delta 0} = 1,10$.

Относительному значению магнитной индукции $B_{\delta 0} = 1,10$ соответствуют ее абсолютное значение

$$B_{\delta} = B_{\delta \text{ном}} \cdot B_{\delta 0} = 0,587 \cdot 1,10 = 0,646 \text{ Т}$$

и м. д. с. воздушного зазора

$$F_{\delta} = F_{\delta \text{ном}} \cdot B_{\delta 0} = 360 \cdot 1,10 = 396 \text{ А}.$$

Расчетные значения магнитных индукций в трех сечениях зубца статора

$$B'_{\delta 1 \text{ макс}} = B'_{\delta 1 \text{ макс. ном}} B_{\delta 0} = 1,87 \cdot 1,10 = 2,06 \text{ Т},$$

$$B'_{\delta 1 \text{ ср}} = B'_{\delta 1 \text{ ср. ном}} \cdot B_{\delta 0} = 1,50 \cdot 1,10 = 1,65 \text{ Т},$$

$$B'_{\delta 1 \text{ мин}} = B'_{\delta 1 \text{ мин. ном}} B_{\delta 0} = 1,26 \cdot 1,10 = 1,39 \text{ Т}.$$

Магнитной индукции $B'_{\delta 1 \text{ макс}} = 2,06 \text{ Т}$ и $k_{\delta 1 \text{ мин}} = 2,25$ соответствует $H_{\delta 1 \text{ макс}} = 42000 \text{ А/м}$ (см. рис. 6.4). Магнитной индукции $B'_{\delta 1 \text{ ср}} = 1,65 \text{ Т}$ и $k_{\delta 1 \text{ ср}} = 1,77$ соответствует $H_{\delta 1 \text{ ср}} = 8240 \text{ А/м}$

Данные для расчета магнитной характеристики

	1	2	3	4	5	6	7
$B_{\delta 0}, \text{Т}$	0,70	0,80	0,90	1,00	1,05	1,10	1,15
$B_{\delta}, \text{Т}$	0,411	0,470	0,528	0,587	0,617	0,646	0,705
$F_{\delta}, \text{А}$	252	288	324	360	378	396	414
$B'_{\delta 1 \text{ макс}}, \text{Т}$	1,31	1,50	1,68	1,87	1,97	2,06	2,15
$B'_{\delta 1 \text{ ср}}, \text{Т}$	1,05	1,20	1,35	1,50	1,57	1,65	1,73
$B'_{\delta 1 \text{ мин}}, \text{Т}$	0,88	1,01	1,13	1,26	1,32	1,39	1,45
$H_{\delta 1 \text{ макс}}, \text{А/м}$	1140	3610	9540	23500	31500	42000	58500
$H_{\delta 1 \text{ ср}}, \text{А/м}$	470	730	1410	3670	5240	8240	13500
$H_{\delta 1 \text{ мин}}, \text{А/м}$	310	424	586	900	1200	1720	2700
$H_{\delta 1 \text{ с}}, \text{А/м}$	555	1160	2620	6510	8940	12800	19200
$F_{\delta 1}, \text{А}$	9,3	19,7	44,4	110	151	217	325
$B_{\delta 1 \text{ ср}}, \text{Т}$	1,05	1,20	1,35	1,49	1,56	1,63	1,71
$B'_{\delta 2 \text{ макс}}, \text{Т}$	1,34	1,54	1,73	1,92	2,02	2,11	2,21
$B'_{\delta 2 \text{ ср}}, \text{Т}$	1,04	1,19	1,34	1,49	1,57	1,64	1,71
$B'_{\delta 2 \text{ мин}}, \text{Т}$	0,85	0,97	1,09	1,21	1,27	1,33	1,39
$H_{\delta 2 \text{ макс}}, \text{А/м}$	1340	4760	16000	29000	41000	60000	90000
$H_{\delta 2 \text{ ср}}, \text{А/м}$	458	707	1340	3510	5320	8000	12350
$H_{\delta 2 \text{ мин}}, \text{А/м}$	289	385	524	754	940	1270	1720
$H_{\delta 2 \text{ с}}, \text{А/м}$	576	1330	3650	7300	10540	15540	23500
$F_{\delta 2}, \text{А}$	11,4	26,4	72,4	145	209	308	466
$F_{\delta 2}, \text{А}$	20,7	46,1	117	255	360	525	791
k'_n	0,082	0,160	0,361	0,708	0,952	1,327	1,910
α	0,660	0,660	0,644	0,626	0,609	0,601	0,604
$B_{c1}, \text{Т}$	1,25	1,43	1,57	1,70	1,74	1,80	1,89
$\xi H_{c1}, \text{А/м}$	366	750	1630	3560	5500	8500	13000
$F_{c1}, \text{А}$	23,4	48	104	228	352	544	832
$B_{c2}, \text{Т}$	1,25	1,43	1,57	1,70	1,74	1,80	1,89
$\xi H_{c2}, \text{А/м}$	366	750	1630	3560	5500	8500	13000
$F_{c2}, \text{А}$	14	28,6	62,3	136	210	325	496
$F_c, \text{А}$	37,4	76,6	166	364	562	869	1328
k_{cn}	0,149	0,266	0,512	1,012	1,488	2,19	3,21
α_K	0,662	0,659	0,645	0,626	0,605	0,595	0,595
$\delta \alpha, \%$	0,3	0,2	0,2	0,0	0,7	1,0	2,3
$F, \text{А}$	310	411	607	979	1300	1790	2533
$I_{np}, \text{А}$	7,1	9,4	13,9	22,4	29,8	41,0	57,9
$E_{11}, \text{В}$	84,7	96,8	106,0	114,7	117,0	121,0	127,2

(см. рис. 6.5). Напряженность магнитного поля $H_{з1 \text{ мин}} = 1720 \text{ А/м}$ для $B'_{з2 \text{ мин}} = 1,39 \text{ Т}$ определяем по табл. П11.

Среднее значение напряженности магнитного поля зубца статора

$$H_{з1с} = \frac{H_{з1 \text{ макс}} + 4H_{з1ср} + H_{з1 \text{ мин}}}{6} = \frac{42000 + 4 \cdot 8240 + 1720}{6} = 12800 \text{ А/м.}$$

М. д. с. зубцовой зоны статора

$$F_{з1} = 2h_{з1} H_{з1с} = 2 \cdot 8,47 \cdot 10^{-3} \cdot 12800 = 217 \text{ А.}$$

Расчетные значения магнитной индукции в трех сечениях зубца ротора

$$B'_{з2 \text{ макс}} = B_{з2 \text{ макс. ном}} B_{\delta 0} = 1,92 \cdot 1,10 = 2,11 \text{ Т,}$$

$$B'_{з2ср} = B_{з2ср. ном} B_{\delta 0} = 1,49 \cdot 1,10 = 1,64 \text{ Т,}$$

$$B'_{з2 \text{ мин}} = B_{з2 \text{ мин. ном}} B_{\delta 0} = 1,21 \cdot 1,10 = 1,33 \text{ Т.}$$

Магнитной индукции $B'_{з2 \text{ макс}} = 2,11 \text{ Т}$ и $k_{и2 \text{ мин}} = 1,60$ соответствует $H_{з2 \text{ макс}} = 60000 \text{ А/м}$ (см. рис. 6.4). Магнитной индукции $B'_{з2ср} = 1,64 \text{ Т}$ и $k_{и2ср} = 1,23$ соответствует $H_{з2ср} = 8000 \text{ А/м}$.

Напряженность магнитного поля $H_{з2 \text{ мин}} = 1270 \text{ А/м}$ при $B'_{з2 \text{ мин}} = 1,33 \text{ Т}$ определяем по табл. П11.

Среднее значение напряженности магнитного поля зубца ротора

$$H_{з2с} = \frac{H_{з2 \text{ макс}} + 4H_{з2ср} + H_{з2 \text{ мин}}}{6} = \frac{60000 + 4 \cdot 8000 + 1270}{6} = 15540 \text{ А/м.}$$

М. д. с. зубцовой зоны ротора

$$F_{з2} = 2h_{з2} \cdot H_{з2с} = 2 \cdot 9,9 \cdot 10^{-3} \cdot 15540 = 308 \text{ А/м.}$$

М. д. с. зубцовых зон статора и ротора

$$F_{\delta} = F_{з1} + F_{з2} = 217 + 308 = 525 \text{ А}$$

и ее относительное значение

$$k'_и = \frac{F_{\delta}}{F_{\delta}} = \frac{525}{396} = 1,330.$$

Используя значение расчетного коэффициента полюсного перекрытия $\alpha = 0,609$, определенное в результате предыдущего расчета магнитной цепи при $B_{\delta 0} = 1,05$, находим магнитные индукции спинков статора и ротора

$$B_{с1} = \frac{\alpha}{\alpha_{ном}} B_{\delta 0} B_{с1 \text{ ном}} = \frac{0,609}{0,626} 1,10 \cdot 1,7 = 1,82 \text{ Т;}$$

$$B_{с2} = \frac{\alpha}{\alpha_{ном}} B_{\delta 0} B_{с2 \text{ ном}} = \frac{0,609}{0,626} 1,10 \cdot 1,7 = 1,82 \text{ Т,}$$

которым соответствуют

$$\xi H_{c1} = 0,491 \cdot 10^5 B_{c1} - 0,799 \cdot 10^5 = 0,491 \cdot 10^5 \cdot 1,82 - \\ - 0,799 \cdot 10^5 = 9500 \text{ А/м},$$

$$\xi H_{c2} = 0,491 \cdot 10^5 B_{c2} - 0,799 \cdot 10^5 = 0,491 \cdot 10^5 \cdot 1,82 - \\ - 0,799 \cdot 10^5 = 9500 \text{ А/м}.$$

М. д. с. спиннок статора и ротора соответственно

$$F_{c1} = \xi H_{c1} \cdot L_{c1} = 9500 \cdot 64 \cdot 10^{-3} = 608 \text{ А},$$

$$F_{c2} = \xi H_{c2} L_{c2} = 9500 \cdot 38,2 \cdot 10^{-3} = 363 \text{ А}.$$

Суммарная м. д.с. спиннок

$$F_c = F_{c1} + F_{c2} = 608 + 363 = 971 \text{ А}$$

и ее относительное значение

$$k_{cn} = \frac{F_c}{F_b} = \frac{971}{396} = 2,452.$$

Для контроля исходного значения расчетного коэффициента полюсного перекрытия находим

$$\alpha_0 = 0,451 \cdot k_{cn}^{-0,206} = 0,451 \cdot 2,452^{-0,206} = 0,374,$$

$$\bar{\alpha} = 1,556 \text{ при } k_{cn}' = 1,327 \text{ (см. рис. 6.7),}$$

$$\alpha_K = \alpha_0 \cdot \bar{\alpha} = 0,374 \cdot 1,556 = 0,582,$$

$$\alpha - \alpha_K = 0,609 - 0,582 = 0,027.$$

Результаты расчета $\alpha - \alpha_K$ для трех значений α приведены в табл. 10.3 и представлены в виде графика (с отметкой $B_{b0} = 1,10$)

Таблица 10.3

Данные для построения графиков на рис. 10.1

α	$B_{c1},$ Т	$\xi H_{c1},$ А/м	$F_{c1},$ А	$B_{c2},$ Т	$\xi H_{c2},$ А/м	$F_{c2},$ А	$F_c,$ А	k_{cn}	$\bar{\alpha}$	α_0	α_K	$\alpha - \alpha_K$
0,609	1,82	9500	608	1,82	9500	363	971	2,452	1,556	0,374	0,582	0,027
0,600	1,79	8000	511	1,79	8000	306	817	2,064	1,556	0,388	0,604	- 0,004
0,590	1,76	6500	416	1,76	6500	248	664	1,677	1,556	0,405	0,630	0,040

на рис. 10.1. Точка пересечения этого графика с осью абсцисс определяет значение $\alpha = 0,601$, которое принимается за действительное значение расчетного коэффициента полюсного перекрытия.

Результаты расчета м. д. с. спиннок при этом значении α приведены в табл. 10.2. (столбец 6).

Расхождение между исходным значением α и α_k , соответствующим $k'_k = 1,330$ и $k_{\text{сш}} = 2,19$, составляет

$$\delta\alpha = \frac{|\alpha - \alpha_k|}{\alpha} 100 = \frac{|0,601 - 0,595|}{0,601} 100 = 1\%.$$

М. д. с. на пару полюсов генератора

$$F = F_\delta + F_s + F_c = 396 + 525 + 869 = 1790 \text{ А.}$$

Намагничивающий ток

$$I_m = I_{\text{мном}} \frac{F}{F_{\text{ном}}} = 22,4 \frac{1790}{979} = 41,0 \text{ А.}$$

Э. д. с., наводимая в фазе статора генератора,

$$E_1 = E_{\text{ном}} \frac{\alpha}{\alpha_{\text{ном}}} B_{\delta 0} = 114,7 \frac{0,601}{0,626} 1,1 = 121 \text{ В,}$$

$$E_{\text{ном}} = 4,44 \frac{w_1}{a_{\text{пр1}}} k_{\text{об1}} f_1 \tau l \alpha_{\text{ном}} B_{\delta \text{ном}} =$$

$$= 4,44 \cdot \frac{54}{1} \cdot 0,899 \cdot 400 \cdot 52 \cdot 10^{-3} \cdot 69,6 \cdot 10^{-3} \cdot 0,626 \cdot 0,587 = 114,7 \text{ В.}$$

85. Построим графики $b_0 = f(U_1)$, $g_0 = f(b_0)$. Чтобы построить графики, для каждого значения $B_{\delta 0}$ определяем из табл. 10.2 потери в стали статора генератора, сопротивления намагничивающего контура, сопротивления r_0 и x_0 , проводимости g_0 и b_0 , напряжение генератора U_1 .

При $B_{\delta 0} = 1,10$ потери в стали зубцов и спинке статора соответственно

$$\Delta p_{\text{з1}} = \Delta p_{\text{з1ном}} \left(\frac{B_{\text{з1ср}}}{B_{\text{з1ср,ном}}} \right)^2 = 54,3 \left(\frac{B_{\text{з1ср}}}{1,49} \right)^2 = 54,3 \left(\frac{1,63}{1,49} \right)^2 = 64,9 \text{ Вт,}$$

$$\Delta p_{\text{с1}} = \Delta p_{\text{с1ном}} \left(\frac{B_{\text{с1}}}{B_{\text{с1ном}}} \right)^2 = 148 \left(\frac{B_{\text{с1}}}{1,7} \right)^2 = 148 \left(\frac{1,8}{1,7} \right)^2 = 166 \text{ Вт.}$$

Номинальные значения потерь, определенные в пп. 67, 68 расчета, приведены в столбце 4 табл. 10.4. Значения индукций приведены в табл. 10.2. Магнитная индукция $B_{\text{з1ср}}$ определена по $H_{\text{з1ср}}$ с помощью табл. П11.

Потери в стали статора

$$\Delta p_{\text{ст1}} = \Delta p_{\text{з1}} + \Delta p_{\text{с1}} = 64,9 + 166 = 231 \text{ Вт.}$$

Сопротивление намагничивающего контура и его составляющие определяются по данным табл. 10.2, 10.4:

$$z_m = \frac{E_1}{I_m} = \frac{121,8}{41} = 2,97 \text{ Ом,}$$

$$r_m = \frac{\Delta p_{\text{ст1}}}{m_1 I_m^2} = \frac{231}{3 \cdot 41^2} = 0,046 \text{ Ом,}$$

$$x_m = \sqrt{z_m^2 - r_m^2} = \sqrt{2,97^2 - 0,046^2} = 2,97 \text{ Ом.}$$

Данные для построения графиков на рис. 10.2

	1	2	3	4	5	6	7
$B_{\delta 0}$	0,70	0,80	0,90	1,00	1,05	1,10	1,15
$\Delta p_{\text{эл}}, \text{Вт}$	27,0	35,2	44,6	54,3	59,5	64,9	71,5
$\Delta p_{\text{с1}}, \text{Вт}$	80,0	105	126	148	155	166	183
$\Delta p_{\text{сг1}}, \text{Вт}$	107	140	171	202	215	231	255
$z_m, \text{Ом}$	12,0	10,3	7,66	5,14	3,95	2,97	2,21
$r_m, \text{Ом}$	0,708	0,528	0,295	0,134	0,081	0,046	0,025
$x_m, \text{Ом}$	12,0	10,3	7,66	5,14	3,95	2,97	2,21
$r_0, \text{Ом}$	0,927	0,747	0,514	0,353	0,300	0,265	0,244
$x_0, \text{Ом}$	12,4	10,7	8,04	5,52	4,33	3,35	2,59
$b_0, \text{См}$	0,0802	0,0929	0,1239	0,1807	0,2300	0,2810	0,3830
$g_0, \text{См}$	0,0060	0,0065	0,0079	0,0115	0,0159	0,0222	0,0360
$U_1, \text{В}$	88,2	100,8	110,4	119,4	121,8	126,0	132,4

Сопротивления

$$r_0 = r_1 + r_m = 0,219 + 0,046 = 0,265 \text{ Ом},$$

$$x_0 = x_1 + x_m = 0,384 + 2,97 = 3,35 \text{ Ом},$$

и проводимости

$$b_0 = \frac{x_0}{r_0^2 + x_0^2} = \frac{3,35}{0,265^2 + 3,35^2} = 0,2810 \text{ См},$$

$$g_0 = \frac{r_0}{r_0^2 + x_0^2} = \frac{0,265}{0,265^2 + 3,35^2} = 0,0222 \text{ См}.$$

Используя значение $c = 0,96$, определенное в п. 31 расчета и принимаемое постоянным (не зависящим от величины $B_{\delta 0}$), определяем напряжение генератора U_1 . При $B_{\delta 0} = 1,10$ э. д. с. $E_1 = 121,0$ В (табл. 10.2) и напряжение генератора

$$U_1 = \frac{E_1}{c} = \frac{121,0}{0,96} = 126,0 \text{ В}.$$

Результаты расчетов при $B_{\delta 0} = 1,10$ и других относительных значениях магнитной индукции воздушного зазора приведены в табл. 10.4.

Задавшись масштабами проводимостей $m_y = 5$ См/м и напряжений $m_U = 1000$ В/м, определяем отрезки $\bar{b}_0, \bar{g}_0, \bar{U}_1$, соответствующие b_0, g_0, U_1 :

$$\bar{b}_0 = \frac{b_0}{m_y}, \quad \bar{g}_0 = \frac{g_0}{m_y}, \quad \bar{U}_1 = \frac{U_1}{m_U}.$$

Затем строим графики $b_0 - f(U_1)$, $g_0 = f(b_0)$. Эти графики показаны на рис. 10.2.

86. Построим окружность проводимостей Y_2'' .

Исходя из значений сопротивлений при $B_{z0}=1$ (см. табл. 10.4), определяем

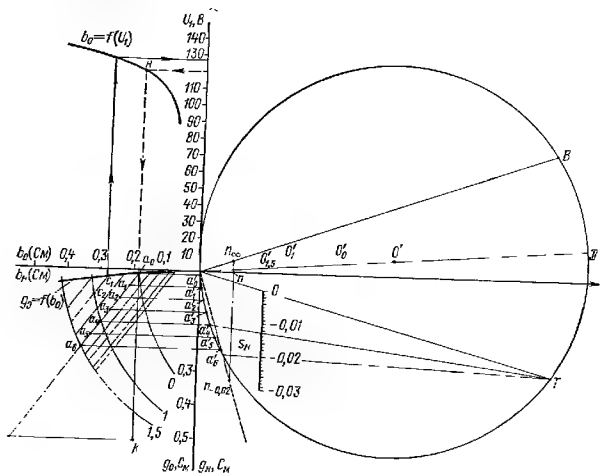


Рис. 10.2. Построения для расчета характеристик асинхронного генератора с параллельными конденсаторами графо-аналитическим методом

$$c_1 \approx c_n \frac{x_0 x_m + r_0 f_m}{r_m^2 + x_m^2} = \frac{5,52 \cdot 5,14 + 0,353 \cdot 0,134}{0,134^2 + 5,14^2} = 1,07,$$

$$C_M = \frac{r_1 x_m - x_1 r_m}{r_m^2 + x_m^2} = \frac{0,219 \cdot 5,14 - 0,384 \cdot 0,134}{0,134^2 + 5,14^2} = 0,0406,$$

$$\operatorname{tg} \gamma_1 = \frac{c_m}{c_n} = \frac{0,0406}{1,07} = 0,0380, \quad \gamma_1 = 2^\circ 10',$$

$$x^* - c_1(x_1 + c_1 x_2') + c_m r_1 = 1,08 \cdot 0,774 + 0,0406 \cdot 0,219 = 0,845 \text{ Ом},$$

$$r^* = c_1 r_1 - c_M x_1 = 1,08 \cdot 0,219 - 0,0406 \cdot 0,384 = 0,221 \text{ Ом.}$$

Диаметр окружности Y_2''

$$OD = \frac{1}{m_{OX}^*} = \frac{1}{5.0,845} = 0,237 \text{ M.}$$

Окружность Y_2'' построена на рис. 10.2. Из начала координат O проведен луч под углом $2\varphi_1 - 4^\circ 20'$ к оси абсцисс. На луче отложен отрезок OD , длина которого равна 0,237 м. Точка O' , расположенная на середине отрезка OD , является центром окружности Y_2'' .

87. Рассчитаем регулировочную характеристику асинхронного генератора $C_{C\Delta} - f(I_H)$ при $U_H = 120$ В, $\cos \varphi_H = 0,8$, $f_1 = 400$ Гц.

Ток нагрузки изменяется от нуля до полуторакратного номинального значения, равного 33,3 А.

Исходя из заданного значения напряжения генератора $U_1 = U_H = 120$ В, определяем соответствующую ему точку и на графике $b_0 = f(U_1)$ и точку a_0 на графике $g_0 = f(b_0)$. Определение положений точек n и a_0 показано на рис. 10.2 пунктирными линиями.

Проведя от точки a_0 вниз отрезок ak , длина которого равна 0,1 м, параллельно оси ординат и влево от точки k отрезок $kk' = a_0k \operatorname{tg} \varphi_H = 0,1 \cdot 0,749 = 0,0749$ м перпендикулярно к этой оси, получим точку k' . Из точки a_0 проводим луч a_0k' .

Максимальному значению проводимости нагрузки соответствует отрезок a_0a_6 длиной

$$a_0a_6 = \frac{y_H S_{\text{емакс}}}{m_H S_H} = \frac{0,1850 \cdot 12000}{5 \cdot 8000} = 0,0555 \text{ м.}$$

Отложив этот отрезок на луче a_0k' от точки a_0 , определим положение точки a_6 , соответствующей полуторакратной перегрузке генератора.

Разделив отрезок a_0a_6 на шесть равных частей, определим положение точек a_1, a_2, a_3, a_4, a_5 . Точки $a_0, a_1, \dots, a_6$ соответствуют относительным значениям проводимости и тока нагрузки, выраженным в долях от их номинальных значений и равным соответственно 0,00; 0,25; 0,50; 0,75; 1,00; 1,25; 1,50.

Из точек $a_0, a_1, \dots, a_6$ проводим отрезки $\bar{y}_{c0} = a_0a'_0, \bar{y}_{c1} = a_1a'_1, \dots, \bar{y}_{c6} = a_6a'_6$ до пересечения с окружностью Y_2'' .

Емкость батарей конденсаторов при заданной нагрузке пропорциональна длине отрезка y_c и при соединении конденсаторов в треугольник определяется по формуле

$$C_{C\Delta} = \frac{m_H 10^6}{6\pi f_1} \bar{y}_c = \frac{5 \cdot 10^6}{6 \cdot \pi \cdot 400} \bar{y}_c = 664 \bar{y}_c,$$

причем $C_{C\Delta}$ измеряется в мкФ.

Результаты вычисления емкости приведены в табл. 10.5 и представлены на рис. 10.3.

88. Рассчитаем внешние характеристики генератора.

Построим внешние характеристики генератора для значений емкости $C_{C\Delta} = 24,6$ мкФ, $C_{C\Delta} = 43,8$ мкФ, $C_{C\Delta} = 55,8$ мкФ. При

этих емкостях генератор развивает номинальное напряжение в режиме холостого хода, при номинальной нагрузке и полуторакратной перегрузке.

Таблица 10.5

Данные для построения графиков на рис. 10.3

$I_H/I_{H,ном} = y_H I_{H,ном}$	0,00	0,25	0,50	0,75	1,00	1,25	1,50
I_H	0,0	5,6	11,1	16,7	22,2	27,8	33,3
y_K	0,0370	0,0437	0,0506	0,0582	0,0660	0,0748	0,0840
$C_{C\Delta}$	24,6	29,0	33,6	38,7	43,8	49,6	55,8

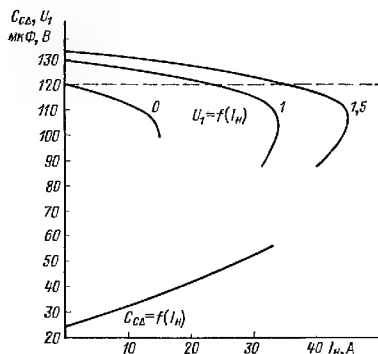


Рис. 10.3. Внешние и регулировочные характеристики асинхронного генератора с параллельными конденсаторами

Для построения внешней характеристики $U_1 = f(I_H)$ при $\cos \varphi_H = 0,8$, $C_{C\Delta} = 43,8$ мкФ, $f_1 = 400$ Гц необходимо провести окружность, диаметр которой равен диаметру окружности Y_2'' — $0,237$ м, а центр (точка O_1') смещен по горизонтали влево относительно O' на расстояние $O_1'O' = a_4 a_4' = 0,066$ м.

На рис. 10.2 показана необходимая для выполнения расчетов дуга этой окружности, отмеченная цифрой 1.

Проводим отрезки $\bar{y}_H$ между этой окружностью и графиком $g_0 = f(b_0)$ параллельно лучу $a_0 k'$.

Общая точка отрезка $\bar{y}_H$ и графика $g_0 = f(b_0)$ позволяет определить напряжение генератора U_1 .

Умножая длину отрезка y_H на соответствующее ему напряжение и масштаб проводимостей, определяем ток нагрузки генератора I_H .

Например, точке c_1 отрезка $y_H - c_1c_2 = 0,0135$ м соответствует напряжение генератора $U_1 = 127,0$ В и ток $I_H = m_y \bar{y}_H U_1 = 5 \times 0,0135 \cdot 127,0 = 8,6$ А.

Расчет внешних характеристик при двух других значениях емкости выполняется подобным же образом с помощью дуг окружностей, обозначенных на рис. 10.2 цифрами 0 (для емкости 24,6 мкФ) и 1,5 (для емкости 55,8 мкФ).

Центры их смещены относительно центра окружности Y_2^* по горизонтали соответственно на расстояния $O'O'_0 = a_0a'_0 = 0,0370$ м и $OO'_{1,5} = a_0a'_{1,5} = 0,0840$ м.

Результаты расчетов внешних характеристик приведены в табл. 10.6 и представлены в виде графиков на рис. 10.3. Эти графики обозначены теми же цифрами, что и используемые для их построения окружности рис. 10.2.

Таблица 10.6

Данные для расчета внешних характеристик

$C_{C\Delta},$ мкФ	$U_1, В$	133,2	129,6	127	123,7	120,0	115,3	110,4	100,8	88,2
24,6	$\bar{y}_H, м$	—	—	—	—	0,0000	0,0100	0,0174	0,0248	0,0285
	$I_H, А$	—	—	—	—	0,0	6,9	11,5	15,0	15,1
43,8	$\bar{y}_H, м$	—	0,0000	0,0135	0,0260	0,0370	0,0445	0,0503	0,0562	0,0592
	$I_H, А$	—	0,0	8,6	16,1	22,2	30,8	33,3	34,0	31,4
55,8	$\bar{y}_H, м$	0,0000	0,0238	0,0352	0,0462	0,0555	0,0626	0,0678	0,0730	0,0755
	$I_H, А$	0,0	15,4	22,4	28,6	33,3	43,4	44,9	44,2	40,0

Из внешних характеристик следует, что асинхронный генератор в режиме холостого хода при номинальной нагрузке и полуторакратной перегрузке является статически устойчивым.

Критические значения тока генератора при $C_{C\Delta} = 43,8$ мкФ и $C_{C\Delta} = 55,8$ мкФ превышают соответственно номинальный ток нагрузки и ток полуторакратной перегрузки в 1,53 и 1,35 раза.

89. Рассчитаем зависимость угловой скорости вращения приводного двигателя от тока нагрузки, при которой обеспечивается постоянное значение частоты напряжения генератора ($f_1 = 400$ Гц).

Для расчета этой зависимости строим шкалу скольжений, определив положение на окружности Y_2^* трех точек (при $s=0$, $s = -0,02$, $s = \pm \infty$).

Скольжению $s=0$ соответствует точка окружности, совпадающая с началом координат.

Две другие точки определяются как точки пересечения с окружностью Y_2'' лучей, выходящих из начала координат и повернутых относительно действительной оси (см. рис. 10.2) на углы

$$\varphi_{2(s=0,02)}^* = 2\gamma_1 - \operatorname{arctg} \frac{x^*}{r^* + \frac{c_1^2 r_2'}{s}} = 2 \cdot 2^\circ 10' -$$

$$- \operatorname{arctg} \frac{0,845}{0,221 + \frac{1,072 \cdot 0,0684}{(0,02)}} = -162^\circ 50',$$

$$\varphi_{2(s \rightarrow \infty)}^* = 2\gamma_1 - \operatorname{arctg} \frac{x^*}{r^*} = 2 \cdot 2^\circ 10' - \operatorname{arctg} \frac{0,845}{0,221} = -71^\circ.$$

Для построения лучей откладываем на оси абсцисс влево от начала координат O отрезок On , длина которого равна 0,02 м.

Проведя из точки n параллельно оси ординат отрезки

$$nn_\infty = 0,02 \operatorname{tg} [90^\circ + \varphi_{2(s \rightarrow \infty)}^*] = 0,02 \operatorname{tg} (90^\circ - 71^\circ) = 0,0069 \text{ м},$$

$$nn_{-0,02} = -0,02 \operatorname{tg} [90^\circ + \varphi_{2(s=-0,02)}^*] = -0,02 \operatorname{tg} (90^\circ - 162^\circ 50') = -0,0647 \text{ м},$$

получим точки $n_{-0,02}$ и n_∞ , через которые проходят рассматриваемые лучи.

Шкала скольжений построена согласно методике, изложенной в разд. 8.2.

Проведя из точки T лучи через точки $a'_0, a'_1, \dots, a'_6$ окружности Y_2'' , по пересечению их со шкалой скольжений определяем скольжения, соответствующие заданным значениям тока нагрузки.

На рис. 10.2 показано, как определяется скольжение для номинальной нагрузки с помощью луча Ta'_4 , пересекающего шкалу скольжений в точке $s_n = -0,0125$.

При данном скольжении угловая скорость приводного двигателя

$$\omega = \frac{2\pi f_1 (1-s)}{p} = \frac{2\pi \cdot 400 [1 - (-0,0125)]}{3} = 848 \text{ рад/с}.$$

Таблица 10.7

Результаты расчетов скольжения и угловой скорости для различных токов нагрузки

$I_n, \text{ A}$	0,0	5,6	11,1	16,7	22,2	27,8	33,3
s	-0,0010	-0,0040	-0,0070	-0,0095	-0,0125	-0,0160	-0,0190
$\omega, \text{ рад/с}$	839	841	844	846	848	851	854

Результаты расчетов скольжения и угловой скорости приводного двигателя для различных токов нагрузки приведены в табл. 10.7.

Определение исходных данных для расчета регулирующего органа и массы асинхронного генератора

90. Определим параметры и массу конденсаторов.

Для компенсации реактивных мощностей генератора и нагрузки используем соединенные в звезду батареи базовых конденсаторов, набираемые из конденсаторов типа К71-4 емкостью $C_{к1} = 10$ мкФ. Масса конденсатора, отнесенная к его емкости, $m_{кc}^* = 0,020$ кг/мкФ.

Для стабилизации напряжения асинхронного генератора в качестве регулирующего органа используем трехфазный линейный дроссель.

Обмотки дросселя подключаются к линейным проводам генератора через встречно-параллельно включенные тиристоры по рис. 9.17, б.

Так как максимальное значение емкости, определенное при расчете регулировочной характеристики генератора, $C_{сд\max} = -55,8$ мкФ, то емкость батареи базовых конденсаторов, соединенных в звезду, $C_{бд} = 3C_{сд\max} = 3 \cdot 55,8 = 167 \approx 170$ мкФ. Число конденсаторов в батарее

$$n_k = \frac{C_{бд}}{C_{к1}} = \frac{170}{10} = 17.$$

Полная масса конденсаторов

$$m_{сд} = 3C_{бд}m_{кc}^* = 3 \cdot 170 \cdot 0,020 = 10,2 \text{ кг.}$$

91. Определяем параметры и массу дросселя.

Полагая, что максимальное значение эквивалентной индуктивности фазы дросселя равняется бесконечности и учитывая, что

$$C_{э.\max\Delta} = \frac{C_{бд}}{3} = \frac{170}{3} = 56,6 \text{ мкФ,}$$

$$C_{э.\min\Delta} = C_{сд\min} = 24,6 \text{ мкФ,}$$

где $C_{сд\min}$ — найденное по регулировочной характеристике минимальное значение эквивалентной емкости, определяем минимальное значение эквивалентной индуктивности фазы дросселя

$$L_{э.\min\Delta} = \frac{1}{(2\pi f_1)^2 (C_{э.\max\Delta} - C_{э.\min\Delta})} = \frac{1}{(2\pi \cdot 400)^2 (56,6 \cdot 10^{-6} - 24,6 \cdot 10^{-6})} = 495 \cdot 10^{-6} \text{ Гн.}$$

Действующее значение первой гармоники тока фазы дросселя, соответствующее

$$L_{\text{э.мин}\Delta} = 495 \cdot 10^{-5} \text{ Гц},$$

$$I_{\Delta(1)} = \frac{\sqrt{3} U_1}{2\pi f_1 L_{\text{э.мин}\Delta}} = \frac{\sqrt{3} \cdot 120}{2\pi \cdot 400 \cdot 495 \cdot 10^{-5}} = 16,7 \text{ А.}$$

Полагая, что $\alpha_{\text{ст}} = 0,94$, $\alpha_{\text{м}} = 0,40$, $\rho_{\text{ст}} = 7,65 \cdot 10^3 \text{ кг/м}^3$, $\rho_{\text{м}} = 8,9 \cdot 10^3 \text{ кг/м}^3$, $c' = 1,05$, $B_{\text{макс}} = 1,7 \text{ Т}$, $j = 5 \cdot 10^6 \text{ А/м}^2$, определяем массу дросселя

$$m_{\Delta} = \frac{\alpha_{\text{ст}} \rho_{\text{ст}} g_3 (\sqrt{3} U_1)^{1,5}}{7,22 (c' \alpha_{\text{м}} j B_{\text{макс}})^{0,75} L_{\text{э.мин}\Delta}^{0,75} f_1^{1,5}} =$$

$$= \frac{0,94 \cdot 7,65 \cdot 10^3 \cdot 13,6 (\sqrt{3} \cdot 120)^{1,5}}{7,22 (1,05 \cdot 0,94 \cdot 0,4 \cdot 5 \cdot 10^6 \cdot 1,7)^{0,75} (495 \cdot 10^{-5})^{0,75} 400^{1,5}} = 3,460 \text{ кг.}$$

Величина $g_3 = 13,6$ найдена по графикам на рис. 9.20 для значений $k_1 = 2$ и

$$\alpha = \frac{\alpha_{\text{м}} \rho_{\text{м}}}{\alpha_{\text{ст}} \rho_{\text{ст}}} = \frac{0,4 \cdot 8,9 \cdot 10^3}{0,94 \cdot 7,65 \cdot 10^3} = 0,495.$$

92. Определим параметры и массу тиристоров.

Наибольшее среднее значение тока через тиристор при включении тиристоров по схеме на рис. 9.17, б

$$I_T = 0,45 \sqrt{3} I_{\Delta(1)} = 0,45 \sqrt{3} \cdot 16,7 = 13 \text{ А.}$$

Наибольшее обратное напряжение на тиристоре

$$U_{T.0.макс} = \sqrt{2} U_1 = \sqrt{2} \cdot 120 = 170 \text{ В.}$$

Этим значениям тока и напряжения удовлетворяет тиристор типа Т-25, рассчитанный на номинальный ток 25 А. Масса тиристора $m_{T1} = 0,12 \text{ кг}$.

Масса тиристоров $m_T = 6 m_{T1} = 6 \cdot 0,12 = 0,72 \text{ кг}$.

93. Масса асинхронного генератора с учетом масс базовых конденсаторов, линейного дросселя и тиристоров

$$m_T = m_{\text{а.м}} + m_{\text{кл}} + m_{\Delta} + m_T = 5,178 + 10,2 + 3,46 + 0,72 = 19,6 \text{ кг.}$$

Масса асинхронного генератора, отнесенная к единице мощности нагрузки,

$$\overline{m_T} = \frac{m_T}{S_H \cdot 10^{-3}} = \frac{19,6}{8000 \cdot 10^{-3}} = 2,45 \text{ кг/(кВ} \cdot \text{А)}.$$

Величина массы асинхронного генератора может быть уточнена для учета массы конструктивных материалов после разработки конструкции генератора, линейного дросселя и выполнения их чертежей.

Для уточнения к. п. д. генератора необходимо выполнить электромагнитный расчет дросселя и определить потери в нем, кроме того, необходимо учесть потери в конденсаторах и тиристорах.

10.2. Определение главных размеров компаундированного асинхронного генератора

Исходные данные для расчета генератора

Номинальная мощность нагрузки S_n	8000 В·А
Номинальный коэффициент мощности нагрузки $\cos \varphi_n$	0,8
Номинальное фазное напряжение U_n нагрузки и его частота f соответственно	120 В, 400 Гц
Число пар полюсов генератора p	3
Число фаз обмотки статора m_1	3
Максимальная кратковременная (в течение 10 с) мощность нагрузки $S_{n \text{ макс}}$ при $\cos \varphi_{n \text{ макс}} = 0,8$	16000 В·А

Фазные обмотки статора генератора соединяются в звезду с выведенной нулевой точкой.

Охлаждение генератора осуществляется продувом воздуха.

Напряжение генератора стабилизируется с помощью трехфазного линейного дросселя, обмотки которого подключаются к линейным проводам генератора через встречно-параллельно соединенные тиристоры.

Определение параметров обмотки статора

Обмотка статора принята такой же, как в разд. 10.1. Параметры ее рассчитаны по формулам разд. 10.1:

1) $q_1=3$, 2) $z_1=54$. 3) $y_1=7$. $y=0,778$. $k_{p1}k_{y1}=0,902$. 4) $c_1=1$
5) $k_{c1}=0,997$. 6) $k_{o61}=0,899$ *.

Определение размеров паза статора

7) Соответственно активная и реактивная номинальные мощности нагрузки

$$P_n = S_n \cos \varphi_n = 8000 \cdot 0,8 = 6400 \text{ Вт},$$

$$Q_n = S_n \sin \varphi_n = 8000 \cdot 0,6 = 4800 \text{ вар}.$$

8) Номинальные значения тока и проводимости нагрузки соответственно

$$I_n = \frac{S_n}{m_1 U_n} = \frac{8000}{3 \cdot 120} = 22,2 \text{ А}, \quad y_n = \frac{I_n}{U_n} = \frac{22,2}{120} = 0,1850 \text{ См}.$$

9) Выберем тип и определим параметры компаундирующих конденсаторов.

* Здесь и далее, если расчет выполняется по тем же формулам, что и в разд. 10.1, и не требуется пояснений, применяется сокращенная запись: номер позиции расчета и значение определенной величины.

Задавшись величиной коэффициента мощности генератора $\cos \varphi_1 = 0,85$, находим предельное значение относительного сопротивления компаундирующих конденсаторов

$$\bar{x}_{к.пр} = \sin \varphi_n + \cos \varphi_n \cdot \lg \varphi_1 = 0,6 + 0,8 \cdot 0,621 = 1,096.$$

Определяем напряжение на компаундирующих конденсаторах в номинальном режиме и при максимальном токе нагрузки при $\bar{x}_{к.пр}$:

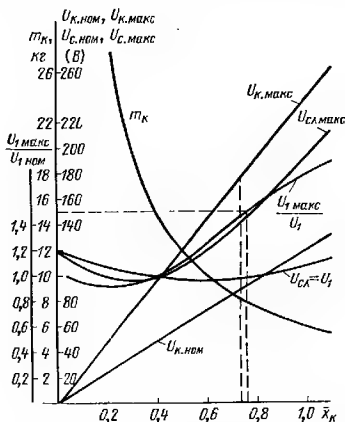


Рис. 10.4. Графики для определения $\bar{x}_k$ и выбора конденсаторов компаундированного асинхронного генератора

$$U_{к.пр} = U_n \bar{x}_{к.пр} - 120 \cdot 1,096 = 131,7 \text{ В},$$

$$U_{к.макс.пр} = U_{к.пр} k_{нi} = 131,7 \cdot 2 = 263,4 \text{ В},$$

где

$$k_{нi} = \frac{I_{н.макс}}{I_n} = \frac{S_{н.макс}}{S_n} = \frac{16000}{8000} = 2,$$

и строим графики зависимости этих напряжений от $\bar{x}_k$ (рис. 10.4).

При $\bar{x}_k = \bar{x}_{к.пр} = 1,096$ определяем напряжение на конденсаторах, включенных параллельно нагрузке, при номинальном режиме и при максимальном токе нагрузки

$$U_{сk} = U_1 = U_n \sqrt{(\bar{x}_k - \sin \varphi_n)^2 + \cos^2 \varphi_n} =$$

$$= 120 \sqrt{(1,096 - 0,6)^2 + 0,8^2} = 112,8 \text{ В},$$

$$U_{C_{\text{макс}}} = U_{\text{макс}} - U_{\text{н}} \sqrt{(\bar{x}_k k_{\text{н}} - \sin \varphi_{\text{н}})^2 + \cos^2 \varphi_{\text{н}}} =$$

$$= 120 \sqrt{(1,096 \cdot 2 - 0,6)^2 + 0,8^2} = 213,5 \text{ В}$$

и отношение напряжений генератора

$$\frac{U_{\text{макс}}}{U_1} = 1,89.$$

Аналогичные расчеты выполняются и для ряда значений $\bar{x}_k < \bar{x}_{k-\text{пр}}$. Данные их приведены в табл. 10.8 и представлены в виде графиков на рис. 10.4.

Таблица 10.8

Данные для построения графиков на рис. 10.4

$\bar{x}_k$	0,000	0,100	0,200	0,300	0,400	0,500	0,600	0,700	0,800	0,900	1,000	1,096
U_{C_k} , В	120,0	113,1	107,4	102,7	99,0	96,7	96,0	96,7	99,0	102,7	107,4	113,1
$U_{C_{\text{макс}}}$, В	120,0	107,3	98,9	96,0	98,9	107,3	120,0	136,0	153,7	173,0	193,6	213,5
$U_{1 \text{ макс}}/U_1$	1,000	0,949	0,921	0,936	0,999	1,110	1,250	1,408	1,552	1,687	1,800	1,890
m_k , кг	—	59,6	29,8	19,9	14,9	11,9	9,93	8,53	7,46	6,62	5,96	5,41

Задавшись $U_{1 \text{ макс}}/U_{1 \text{ ном}} = 1,5$, определяем по графику $\bar{x}_k = 0,76$ и соответствующие ему сопротивление и емкость конденсатора

$$x_k = \bar{x}_k \frac{U_{\text{н}}}{I_{\text{н}}} = 0,76 \frac{120}{22,2} = 4,11 \text{ Ом},$$

$$C_k = \frac{10^6}{2\pi f_1 x_k} = \frac{10^6}{2\pi \cdot 400 \cdot 4,11} = 96,8 \text{ мкФ}.$$

Исходя из комплектования батарей конденсаторами емкостью $C_{\text{к1}} = 10 \text{ мкФ}$, принимаем $C_k = 100 \text{ мкФ}$, чему соответствуют

$$x_k = \frac{10^6}{2\pi f_1 C_k} = \frac{10^6}{2\pi \cdot 400 \cdot 100} = 3,98 \text{ Ом},$$

$$\bar{x}_k = \frac{x_k I_{\text{н}}}{U_{\text{н}}} = \frac{3,98 \cdot 22,2}{120} = 0,736.$$

При $\bar{x}_k = 0,736$, как следует из графиков, напряжение на компаундирующих конденсаторах $U_k = 88 \text{ В}$ в номинальном режиме и $U_{k \text{ макс}} = 177 \text{ В}$ при максимальной кратковременной нагрузке.

Исходя из этих данных, в качестве компаундирующих конденсаторов принимаем конденсаторы типа МБГЧ. Для конденсаторов типа МБГЧ емкостью $C_{\text{к1}} = 10 \text{ мкФ}$ масса, приходящаяся на единицу емкости $m_{\text{к.к}}^* = 0,027 \text{ кг}$.

При $\bar{x}_K=0,736$ масса компаундирующих конденсаторов

$$m_K = \frac{1,59 \cdot 10^5 S_m m_{K,K}^*}{f_1 U_B^2 \bar{x}_K} = \frac{1,59 \cdot 10^5 \cdot 8000 \cdot 0,027}{400 \cdot 120^2 \cdot 0,736} = 8,1 \text{ кг.}$$

Результаты расчетов m_K для других значений $\bar{x}_K$ приведены в табл. 10.8 и представлены в виде графиков на рис. 10.4. Точка графика $m_K = f(\bar{x}_K)$, соответствующая $\bar{x}_K=0,736$, находится на участке, где масса компаундирующих генераторов изменяется сравнительно мало при изменении $\bar{x}_K$.

Согласно графикам при $\bar{x}_K=0,736$ напряжение на параллельных конденсаторах $U_{C1,ном}=98$ В в номинальном режиме и $U_{C1,макс}=142$ В при максимальной кратковременной нагрузке. Параллельно с нагрузкой можно включать также конденсаторы типа МБГЧ, соединяя их в звезду.

Параметры этих конденсаторов определяются после расчета регулировочной характеристики генератора.

10) Определим номинальное напряжение и ток генератора. Напряжение генератора

$$U_1 = U_K \sqrt{(\bar{x}_K - \sin \varphi_K)^2 + \cos^2 \varphi_K} = 120 \sqrt{(0,736 - 0,6)^2 + 0,8^2} = 97,5 \text{ В.}$$

Принимая потери в конденсаторах и регулирующей аппаратуре равными 8% от номинальной активной мощности нагрузки ($c_a=1,08$), определяем номинальное значение тока фазы статора генератора:

$$I_1 = \frac{c_a P_H}{m_1 U_1 \cos \varphi_1} = \frac{1,08 \cdot 6400}{3 \cdot 97,5 \cdot 0,85} = 27,8 \text{ А.}$$

11) Принимаем плотность тока в обмотке статора $j_1 = 12 \cdot 10^6 \text{ А/м}^2$.

12) Площадь сечения меди провода обмотки статора

$$S_m = \frac{I_1}{j_1 a_{\text{пр1}}} = \frac{27,8}{12 \cdot 10^6 \cdot 1} = 2,32 \cdot 10^{-6} \text{ м}^2.$$

Здесь число параллельных ветвей обмотки статора принято равным единичке.

13) Обмотку статора выполняем из провода ПНЭТП (табл. П4), площадь сечения меди и размеры которого соответственно

$$S_m = 2,48 \cdot 10^{-6} \text{ м}^2, a = 0,9 \cdot 10^{-3} \text{ м}, b = 2,83 \cdot 10^{-3} \text{ м},$$

$$a_{\text{из}} = a + 0,11 \cdot 10^{-3} = 0,9 \cdot 10^{-3} + 0,11 \cdot 10^{-3} = 1,01 \cdot 10^{-3} \text{ м},$$

$$b_{\text{из}} = b + 0,11 \cdot 10^{-3} = 2,83 \cdot 10^{-3} + 0,11 \cdot 10^{-3} = 2,94 \cdot 10^{-3} \text{ м}.$$

14) Уточненное значение плотности тока в обмотке статора

$$j_1 = \frac{I_1}{S_m a_{\text{пр1}}} = \frac{27,8}{2,48 \cdot 10^{-6} \cdot 1} = 11,2 \cdot 10^6 \text{ А/м}^2.$$

$$15) \omega_{c1}=3, u_{ш1}=1.$$

$$16) \omega_1=54.$$

$$17) b_{ш1}=3,99 \cdot 10^{-3} \text{ м}, h_{ш1}=7,97 \cdot 10^{-3} \text{ м}, h_{з1}=8,47 \cdot 10^{-3} \text{ м}, b_{ш1}=1,97 \cdot 10^{-3} \text{ м}.$$

Определение главных размеров генератора

$$18) D_0=66,5 \cdot 10^{-3} \text{ м}.$$

19) Определим расчетную величину A .

Принимая максимальную магнитную индукцию в зубце статора при максимальном токе нагрузки $(B_{з1\text{макс}})_{\text{макс}}=2,15 \text{ Т}$, определяем ее значение при номинальном режиме работы генератора

$$B_{з1\text{макс}}=(B_{з1\text{макс}})_{\text{макс}} \frac{U_1}{U_{1\text{макс}}} = 2,15 \frac{97,5}{142} = 1,48 \text{ Т},$$

где напряжение генератора при максимальном токе нагрузки

$$U_{1\text{макс}}=U_n \sqrt{(\bar{x}_k k_{pi} - \sin \varphi_n)^2 + \cos^2 \varphi_n} = \\ = 120 \sqrt{(0,736 \cdot 2 - 0,6)^2 + 0,8^2} = 142 \text{ В}.$$

Задав $\alpha=0,665$, $k_3=0,95$ (см. табл. 6.3), $c=1,00$ (см. рис. 2.5 при $x_1/r_1=2,0$ и $\cos \varphi_1=0,85$), определяем

$$A = \frac{c p U_1 a_{\text{пр1}}}{6,98 \alpha k_3 k_{об1} \omega_1 f_1 B_{з1\text{макс}}} = \\ = \frac{1,00 \cdot 3 \cdot 97,5 \cdot 1}{6,98 \cdot 0,665 \cdot 0,95 \cdot 0,899 \cdot 54 \cdot 400 \cdot 1,48} = 2,31 \cdot 10^{-3} \text{ м}^2.$$

20) Принимаем $\lambda=0,705$. $D=99,4 \cdot 10^{-3} \text{ м}$, $D-D_0=32,9 \cdot 10^{-3} \text{ м}$, $t=70,1 \cdot 10^{-3} \text{ м}$, $\tau=52 \cdot 10^{-3} \text{ м}$.

$$21) b_{з1\text{мин}}=1,91 \cdot 10^{-3} \text{ м}.$$

$$22) B_{з2\text{макс}}=1,48 \text{ Т}, b_{з2\text{мин}}=1,5 \cdot 10^{-3} \text{ м}.$$

Принимаем согласно табл. 5.2 $z_2=67$.

$$b_{з2\text{мш}}=1,54 \cdot 10^{-3} \text{ м}.$$

$$23) \delta=0,3 \cdot 10^{-3} \text{ м}.$$

$$24) t_{в1}=5,79 \cdot 10^{-3} \text{ м}, t_{з2}=4,63 \cdot 10^{-3} \text{ м}, k_{\delta 1}=1,24,$$

$$k_{\delta 2}=1,03, k_{\delta}=1,28, \delta'=0,383 \cdot 10^{-3} \text{ м}.$$

25) Проверим, правильно ли выбран коэффициент мощности асинхронного генератора.

Рассчитав

$$W = \frac{2 m_1 \omega_1 k_{\delta 61}}{a_{\text{лр1}}} = \frac{2 \cdot 3 \cdot 54 \cdot 0,899}{1} = 291,5$$

и определив по рис. 2.6 кратность намагничивающего тока $k_{i\mu}=0,36$ (для $\cos \varphi_1=0,85$), найдем м. д. с. магнитной цепи

$$F = \frac{0,45 W k_{i\mu} I_1}{p} = \frac{0,45 \cdot 291,5 \cdot 0,36 \cdot 27,8}{3} = 438 \text{ А},$$

соответствующую принятому в начале расчета коэффициенту мощности генератора.

Определив магнитную индукцию воздушного зазора

$$B_\delta = B_{\delta \max} \frac{z_1 b_{\delta \max} k_\delta}{\pi D} = 1,48 \frac{54 \cdot 1,91 \cdot 10^{-3} \cdot 0,95}{\pi \cdot 99,4 \cdot 10^{-3}} = 0,464 \text{ Т},$$

находим м. д. с. воздушного зазора

$$F_\delta = 1,6 \cdot 10^6 B_\delta \delta' = 1,6 \cdot 10^6 \cdot 0,464 \cdot 0,383 \cdot 10^{-3} = 284 \text{ А}$$

и м. д. с. стальных участков магнитной цепи

$$F_{\text{ст}} = F - F_\delta = 438 - 284 = 154 \text{ А}.$$

Относительное значение м. д. с. стальных участков магнитной цепи

$$\frac{F_{\text{ст}}}{F_\delta} = \frac{154}{284} = 0,542.$$

Учитывая сложность реализации такого отношения м. д. с. при $B_{\delta \max} = 1,48 \text{ Т}$, принимаем $F_{\text{ст}}/F_\delta = 0,25$ и определяем:

$$F_{\text{ст}} = 0,25 F_\delta = 0,25 \cdot 284 = 71 \text{ А},$$

$$F = F_\delta + F_{\text{ст}} = 284 + 71 = 355 \text{ А},$$

$$I_m = \frac{pF}{0,45 W} = \frac{3 \cdot 355}{0,45 \cdot 291,5} = 8,1 \text{ А}.$$

Задаваясь различными значениями коэффициента мощности генератора (см. табл. 10.9), меньшими 0,85, определяем $k_{i\mu}$ с помощью рис. 2.6, ток фазы статора и $I_m = k_{i\mu} I_1$. Например, при $\cos \varphi_1 = 0,87$ кратность намагничивающего тока $k_{i\mu} = 0,32$, ток фазы статора

$$I_1 = \frac{c_a P_H}{m_1 U_1 \cos \varphi_1} = \frac{1,08 \cdot 6400}{3 \cdot 97,5 \cdot 0,87} = 27,2 \text{ А}$$

и

$$I_m = k_{i\mu} I_1 = 0,32 \cdot 27,2 = 8,7 \text{ А}.$$

Результаты расчетов при различных значениях $\cos \varphi_1$ приведены в табл. 10.9.

Данные для расчета тока фазы статора I_m

$\cos \varphi_1$	0,86	0,87	0,88	0,89	0,90
$k_{i\mu}$	0,340	0,320	0,285	0,260	0,230
I_1 , А	27,5	27,2	26,9	26,6	26,3
I_m , А	9,4	8,7	7,6	6,9	6,0

Из таблицы следует, что $I_m=8,1$ А соответствует $\cos \varphi_1 \approx 0,876$. Принимая для дальнейших расчетов, что $\cos \varphi_1=0,876$, уточняем ток фазы статора

$$I_1 = \frac{c_a P_n}{m_1 U_1 \cos \varphi_1} = \frac{1,08 \cdot 6400}{3 \cdot 97,5 \cdot 0,876} = 27 \text{ А}$$

и плотность тока в обмотке статора

$$j_1 = \frac{I_1}{s_m a_{\text{пр1}}} = \frac{27}{2,48 \cdot 10^{-6} \cdot 1} = 10,9 \cdot 10^6 \text{ А/м}^2.$$

Глава 11

ГЕНЕРАТОРНЫЕ УСТАНОВКИ С АСИНХРОННЫМ
ГЕНЕРАТОРОМ ОДНОФАЗНОГО ТОКА

11.1. Принципиальная схема генераторной установки

Принципиальная схема генераторной установки с асинхронным генератором однофазного тока [8] приведена на рис. 11.1, а.

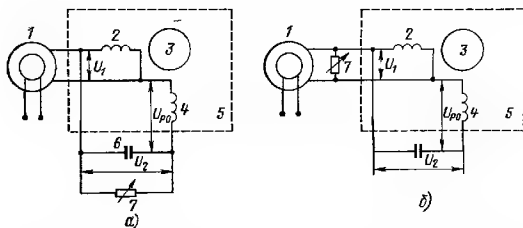


Рис. 11.1. Принципиальная схема асинхронно-синхронной генераторной установки однофазного тока:

а—включение нагрузки в цепь рабочей обмотки; б—включение нагрузки на входное (пониженное) напряжение АГ; 1—синхронный возбудитель; 2—обмотка возбуждения асинхронного генератора; 3—обмотка ротора асинхронного генератора; 4—рабочая обмотка асинхронного генератора; 5—асинхронный генератор; 6—конденсатор; 7—сопротивление нагрузки

Оси статорных обмоток асинхронного генератора смещены в пространстве на угол $\frac{\pi}{2}$ эл. рад.

Аналогичная схема с включением нагрузки на входное напряжение генератора приведена на рис. 11.1, б. В этом случае рабочая обмотка выполняет роль вольтодобавочной обмотки. Принципиально возможна также одновременная работа потребителей, включенных на входное и выходное напряжение генератора.

11.2. Методы исследования и методика получения расчетных уравнений

Методам математического исследования асинхронных двух-фазных машин посвящено значительное число работ, из которых значительный интерес представляют труды А. И. Адаменко и Д. А. Гордского [1,3].

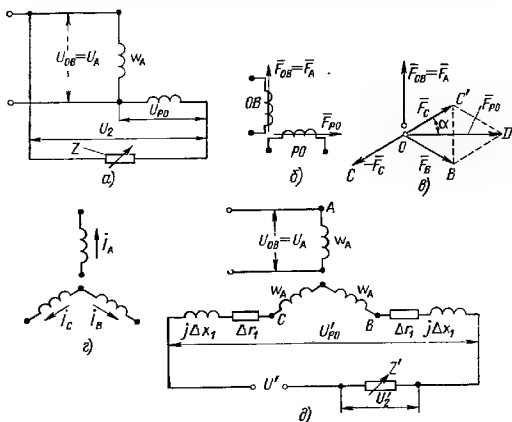


Рис. 11.2. Приведение исходного асинхронного генератора к генератору с тремя статорными обмотками:

а—принципиальная схема исходного генератора; б—векторная диаграмма магнитодвижущих сил статорных обмоток; в—разложение магнитодвижущей силы рабочей обмотки на составляющие, сдвинутые в пространстве на угол $\pi/3$ эл. рад; г—схема статорных обмоток с тремя магнитодвижущими силами; д—принципиальная схема эквивалентного генератора с тремя идентичными статорными обмотками

Известные способы анализа можно разделить на графо-аналитические и аналитические. К графическим построениям в виде различных диаграмм (энергетических, круговых, векторных) и схем замещения при аналитическом методе исследования не прибегают. Очевидно, что при сопоставимой точности полученных результатов предпочтительным является метод с меньшей трудоемкостью вычислительных операций.

Широкое применение в исследованиях находит метод симметричных составляющих. Одним из его достоинств является возможность применения для расчетов переходных процессов. Расчеты существенно упрощаются, если общие уравнения машин пе-

ременного тока выразить в виде соотношений между основными и сопровождающими токами и напряжениями. Эффективность применения метода в такой форме показана на примерах расчета характеристик конденсаторного двигателя и асинхронного тахогенератора [2,3]. Ниже рассматривается его применение к анализу режимов работы асинхронного генератора, предназначенного для генерирования однофазного тока повышенной частоты.

Параметры генератора принимаются постоянными, влияние высших пространственных гармоник поля не учитывается, не учитываются также потери в стали. Эти допущения, не оказывая сколько-нибудь существенного влияния на результаты решений, позволяют значительно упростить расчетные уравнения.

Методика получения расчетных уравнений состоит в следующем. Асинхронный генератор АГ с двумя статорными обмотками (рис. 11.2, а) приводится к генератору с тремя идентичными статорными обмотками, расположенными симметрично. Эквивалентная трехфазная машина будет находиться при этом в несимметричном режиме, однако для нее становится возможным применение общих уравнений машин переменного тока.

11.3. Приведение двухфазной машины к симметричной трехфазной

Примем обмотку возбуждения асинхронного генератора за фазу А симметричной трехфазной машины. Тогда

$$\omega_{OB} = \omega_A, \quad k_{об,OB} = k_{об,A}, \\ U_{OB} = U_A = U_1, \quad I_{OB} = I_A, \quad F_{OB} = F_A.$$

Рабочая обмотка генератора приводится при этом к фазам В и С, соединенным последовательно. Будем полагать при приведении, что сопротивление нагрузки z включено в цепь рабочей обмотки.

Магнитодвижущая сила (м. д. с.) рабочей обмотки $\bar{F}_{PO}$ сдвинута в пространстве относительно м. д. с. обмотки возбуждения $\bar{F}_{OB}$ на угол $\frac{\pi}{2}$ эл. рад (рис. 11.2, б). Она может быть представлена в виде геометрической суммы магнитодвижущих сил $\bar{F}_B$ и $\bar{F}_C$, сдвинутых в пространстве на угол $\frac{\pi}{3}$ эл. рад:

$$\bar{F}_{PO} = \bar{F}_B + \bar{F}_C, \quad (11.1)$$

или в виде геометрической разности

$$\bar{F}_{PO} = \bar{F}_B - (-\bar{F}_C),$$

причем $|\bar{F}_B, \wedge \bar{F}_C| = \frac{2\pi}{3}$ эл. рад.

Как следует из рис. 11.2, в, стороны треугольника $OC'D$ связаны соотношением

$$OC' - C'D = \frac{OD}{2 \cos \alpha},$$

откуда

$$OD = 2OC' \cos \alpha.$$

Подставив в это выражение соответствующие значения м. д. с. и учитывая, что $\alpha = \frac{\pi}{6}$ эл. рад, находим

$$F_{PO} = \sqrt{3} F_B = \sqrt{3} F_C. \quad (11.2)$$

Решим последнее равенство относительно м. д. с. фазы C :

$$F_C = \frac{F_{PO}}{\sqrt{3}} = \frac{I_{PO} w_{PO} k_{об, PO}}{\sqrt{3}}.$$

С другой стороны, по условию приведения,

$$F_C = I_C w_A k_{об, A}.$$

Приравняв правые части последних равенств, получим

$$I_C = k I_{PO} = I'_{PO}, \quad (11.3)$$

где k — коэффициент приведения, причем $k = \frac{w_{PO} k_{об, PO}}{\sqrt{3} w_A k_{об, A}};$

I'_{PO} — приведенный ток рабочей обмотки.

Токи фаз B и C (рис. 11.2, г) равны и противоположны по направлению:

$$I_B = -I_C. \quad (11.4)$$

Потери в меди обмоток должны быть равны:

$$I_B^2 r_B = I_C^2 r_C = \frac{1}{2} I_{PO}^2 r_{PO},$$

откуда

$$r_B = r_C = \frac{r_{PO}}{2k^2}.$$

Если $\frac{r_{PO}}{2k^2} > r_A$, то сопротивление, величина которого равна $\frac{r_{PO}}{2k^2} - r_A = \Delta r_1$, должно быть включено во внешнюю цепь.

Аналогичным образом на основании равенства реактивных мощностей рассеяния $x_B = x_C = \frac{x_{PO}}{2k^2}$ и, если $\frac{x_{PO}}{2k^2} > x_A$, то сопротивление, величина которого равна $\frac{x_{PO}}{2k^2} - x_A = \Delta x_1$, должно быть включено во внешнюю цепь.

Из условия равенства мощностей

$$U_A I_{PO} = U' I'_{PO}, \quad I_{PO}^2 Z = I_{PO}'^2 Z', \quad (11.5)$$

$$U_2^2 \frac{1}{Z} = U_2'^2 \frac{1}{Z'}, \quad U_{PO} I_{PO} = U'_{PO} I'_{PO}$$

находятся приведенные величины напряжений и сопротивления нагрузки:

$$U' = \frac{U_A}{k}, \quad U_2' = \frac{U_2}{k}, \quad (11.6)$$

$$U'_{PO} = \frac{U_{PO}}{k}, \quad Z' = Z \frac{1}{k^2}.$$

11.4. Общие уравнения трехфазного асинхронного генератора, работающего в несимметричном режиме

Между угловой частотой тока статора асинхронной машины (ω_1), угловой частотой тока ротора (ω_2) и электрической угловой частотой вращения ротора устанавливается следующая зависимость:

$$\omega_1 = \omega_2 + \omega_{r\text{эл}}, \quad (11.7)$$

где $\omega_2 = \omega_1 s; \quad \omega_{r\text{эл}} = p \omega_r. \quad (11.8)$

Сумма угловых частот, входящих в правую часть уравнения (11.7), является арифметической ($s > 0$), или алгебраической ($s < 0$).

Уравнение (11.7) носит более общий характер. Действительно, при скольжении $s = 0$ получим уравнение связи между частотой тока статора и электрической угловой скоростью вращения ротора синхронной машины.

Введя следующие обозначения:

α_1 — угловая частота тока обратной последовательности статора;

α_2 — угловая частота тока обратной последовательности ротора; по аналогии с уравнением (11.7) будем иметь

$$\alpha_1 = \alpha_2 + \omega_{r\text{эл}}, \quad (11.9)$$

где $\alpha_1 = -\omega_1;$

$$\alpha_2 = -\omega_1 - \omega_{r\text{эл}} = -\omega_1 (2 - s). \quad (11.10)$$

Входящая в правую часть уравнения (11.9) сумма угловых частот всегда алгебраическая. Следовательно, угловая частота тока обратной последовательности ротора α_2 определяется

арифметической суммой угловых частот ω_1 и $\omega_{гэл}$, взятой с обратным знаком. Для одного и того же абсолютного значения скольжения она больше в генераторном режиме, чем в двигательном.

Общие уравнения машин переменного тока применительно к трехфазному асинхронному генератору могут быть представлены в виде

$$\begin{aligned}j\omega_1 L_1 \dot{I}_{1ст} + r_1 \dot{I}_{1ст} + j\omega_1 M \dot{I}_{1р} &= -\dot{U}_{1ст}, \\j\omega_2 L_2 \dot{I}_{1р} + r_2 \dot{I}_{1р} + j\omega_2 M \dot{I}_{1ст} &= 0, \\j\omega_1 L_1 \dot{I}_{2ст} + r_1 \dot{I}_{2ст} + j\omega_1 M \dot{I}_{2р} &= -\dot{U}_{2ст}, \\j\omega_2 L_2 \dot{I}_{2р} + r_2 \dot{I}_{2р} + j\omega_2 M \dot{I}_{2ст} &= 0, \\j\omega_1 L_0 \dot{I}_{0ст} + r_1 \dot{I}_{0ст} &= -\dot{U}_{0ст},\end{aligned}\quad (11.11)$$

где L_1 , L_2 — соответственно собственная индуктивность фазы симметричной трехфазной обмотки статора и ротора;

L_0 — индуктивность рассеяния, обусловленная потоко-сцеплением нулевой последовательности;

r_1 , r_2 — соответственно активное сопротивление фазы статора и ротора;

M — коэффициент взаимоиנדукции.

Заметим, что в системе уравнений (11.11) символами $-\dot{U}_{1ст}$, $-\dot{U}_{2ст}$, $-\dot{U}_{0ст}$ обозначены составляющие фазных напряжений генератора.

После несложных преобразований система (11.11) с учетом равенств (11.8, 11.10) приводится к виду

$$\begin{aligned}jX_1 \dot{I}_{1ст} + r_1 \dot{I}_{1ст} + jx_m \dot{I}_{1р} &= -\dot{U}_{1ст}, \\jX_2 \dot{I}_{1р} + \frac{r_2}{s} \dot{I}_{1р} + jx_m \dot{I}_{1ст} &= 0, \\-jX_1 \dot{I}_{2ст} + r_1 \dot{I}_{2ст} - jx_m \dot{I}_{2р} &= -\dot{U}_{2ст}, \\-jX_2 \dot{I}_{2р} + \frac{r_2}{2-s} \dot{I}_{2р} - jx_m \dot{I}_{2ст} &= 0, \\jx_0 \dot{I}_{0ст} + r_1 \dot{I}_{0ст} &= -\dot{U}_{0ст},\end{aligned}\quad (11.12)$$

где $X_1 = \omega_1 L_1$, $X_2 = \omega_1 L_2$ — соответственно синхронное индуктивное сопротивление фазы статора и фазы ротора;

$x_m = \omega_1 M$, $x_0 = \omega_1 L_0$ — соответственно индуктивное сопротивление взаимоиנדукции и нулевой последовательности.

Все токи и напряжения системы (11.12) имеют одну и ту же угловую частоту ω_1 .

Связь между составляющими напряжений фазы статора с соответствующими симметричными составляющими выражается равенствами

$$\dot{U}_{1\text{ст}} = \dot{U}_1, \quad \dot{U}_{2\text{ст}} = -\dot{U}_2, \quad \dot{U}_{0\text{ст}} = \dot{U}_0, \quad (11.13)$$

где * — знак сопряженной величины.

По составляющим напряжений (11.13) определяются напряжения фаз симметричной машины

$$\begin{aligned} \dot{U}_A &= \dot{U}_{0\text{ст}} + \dot{U}_{1\text{ст}} - \dot{U}_{2\text{ст}}^*, \\ \dot{U}_B &= \dot{U}_{0\text{ст}} + a^2 \dot{U}_{1\text{ст}} - a \dot{U}_{2\text{ст}}^*, \\ \dot{U}_C &= \dot{U}_{0\text{ст}} + a \dot{U}_{1\text{ст}} - a^2 \dot{U}_{2\text{ст}}^* \end{aligned} \quad (11.14)$$

и междуфазное напряжение

$$\dot{U}_{CB} = \dot{U}_C - \dot{U}_B = j\sqrt{3}(\dot{U}_{1\text{ст}} + \dot{U}_{2\text{ст}}^*). \quad (11.15)$$

Составляющие токов статора выражаются через симметричные составляющие токов следующим образом:

$$\dot{I}_{1\text{ст}} = \dot{I}_1, \quad \dot{I}_{2\text{ст}} = -\dot{I}_2^*, \quad \dot{I}_{0\text{ст}} = \dot{I}_0.$$

Используя соотношения

$$\begin{aligned} \dot{I}_1 &= \frac{1}{3}(\dot{I}_A + a\dot{I}_B + a^2\dot{I}_C) = \frac{1}{3}\dot{I}_A - j\frac{\dot{I}_C}{\sqrt{3}}, \\ \dot{I}_2 &= \frac{1}{3}(\dot{I}_A + a^2\dot{I}_B + a\dot{I}_C) = \frac{1}{3}\dot{I}_A + j\frac{\dot{I}_C}{\sqrt{3}}, \\ \dot{I}_0 &= \frac{1}{3}(\dot{I}_A + \dot{I}_B + \dot{I}_C) = \frac{1}{3}\dot{I}_A, \end{aligned}$$

где $a = a^2 = j\sqrt{3}$, $a^2 = a = -j\sqrt{3}$, можно выразить составляющие токов статора через токи фаз:

$$\begin{aligned} \dot{I}_{1\text{ст}} &= \frac{1}{3}\dot{I}_A - j\frac{\dot{I}_C}{\sqrt{3}}, \\ \dot{I}_{2\text{ст}} &= -\frac{1}{3}\dot{I}_A + j\frac{\dot{I}_C}{\sqrt{3}}, \\ \dot{I}_{0\text{ст}} &= \frac{1}{3}\dot{I}_A. \end{aligned} \quad (11.16)$$

Из второго и четвертого уравнений системы (11.12) определяются составляющие токов ротора:

$$i_{1p} = -i_{1cr} \frac{j\dot{G}}{x_m}, \quad (11.17)$$

$$i_{2p} = i_{2cr} \frac{j\dot{H}}{x_m},$$

где
$$\dot{G} = \frac{x_m^2}{\frac{r_2}{s} + jX_2}, \quad \dot{H} = \frac{x_m^2}{\frac{r_2}{2-s} - jX_2}. \quad (11.18)$$

Подставив значения составляющих токов ротора в первое и третье уравнения системы (11.12), получим

$$\begin{aligned} i_{1cr} (r_1 + jX_1 + \dot{G}) &= -\dot{U}_{1cr}, \\ i_{2cr} (r_1 - jX_1 + \dot{H}) &= -\dot{U}_{2cr}, \\ i_{0cr} (r_1 + jx_0) &= -\dot{U}_{0cr}. \end{aligned} \quad (11.19)$$

Этим выражениям соответствуют схемы замещения генератора для составляющих напряжений прямой, обратной и нулевой последовательности.

Учитывая уравнения (11.14), (11.19) и (11.16), можно фазные напряжения выразить через параметры машины и токи фаз. Например,

$$\dot{U}_A = \frac{j\dot{I}_C}{\sqrt{3}} (\dot{G} - \dot{H}) - \frac{1}{3} \dot{I}_A [3r_1 + j(x_0 + 2X_1) + \dot{G} + \dot{H}]. \quad (11.20)$$

Аналогичным образом из соотношения (11.15) находим

$$\dot{U}_{CB} = -\frac{j\dot{I}_A}{\sqrt{3}} (\dot{G} - \dot{H}) - \dot{I}_C [2(r_1 + jX_1) + \dot{G} - \dot{H}]. \quad (11.21)$$

С другой стороны,

$$\dot{U}_{CB} = \dot{U}' + \dot{I}_C [2(\Delta r_1 + j\Delta X_1) + Z']. \quad (11.22)$$

Приравняв правые части последних уравнений и преобразуем полученное выражение к виду

$$\begin{aligned} \dot{U}' = -j \frac{\dot{I}_A}{\sqrt{3}} (\dot{G} - \dot{H}) - \dot{I}_C [2(r_1 + \Delta r_1) + j2(X_1 + \Delta X_1) + \\ + \dot{G} + \dot{H} + Z']. \end{aligned} \quad (11.23)$$

Структура соотношений (11.20) и (11.23) одинакова. Напряжение обмотки возбуждения $\dot{U}_A$ уравнивается двумя состав-

ляющими. Первая из них обусловлена э. д. с., возникающей при вращении ротора в результате протекания тока по рабочей обмотке. Вторая представляет собой падение напряжения, обусловленное током I_A . Аналогичные составляющие входят в правую часть уравнения (11.23). Первая из них обусловлена э. д. с., возникающей при вращении ротора в результате протекания тока по обмотке возбуждения. Вторая представляет собой падение напряжения, обусловленное током рабочей обмотки.

Умножив соотношение (11.23) на $-j\frac{1}{\sqrt{3}}$ и учитывая первое равенство системы (11.6), получим

$$-j\frac{\dot{U}_A}{\sqrt{3}k} = -\frac{\dot{I}_A}{3}(\dot{G}-\dot{H}) + j\frac{\dot{I}_C}{\sqrt{3}}[2(r_1 + \Delta r_1) + j_2(X_1 + \Delta x_1) + \dot{G} + \dot{H} + Z'], \quad (11.24)$$

Приведенное напряжение рабочей обмотки

$$\dot{U}'_{FO} = \dot{U}_{CB} - 2\dot{I}_C(\Delta r_1 + j\Delta x_1), \quad (11.25)$$

как следует из формулы (11.22), может быть представлено в виде геометрической суммы составляющих:

$$\dot{U}'_{FO} = \dot{U}' + j_C Z', \quad (11.26)$$

где $\dot{U}'_C Z' = \dot{U}'_2$ — приведенное напряжение на зажимах нагрузки (рис. 11.2, б).

С другой стороны, из сопоставления уравнений (11.25) и (11.21) будем иметь

$$\dot{U}'_{FO} = -j\frac{\dot{I}_A}{\sqrt{3}}(\dot{G}-\dot{H}) - \dot{I}_C[2(r_1 + \Delta r_1) + j_2(X_1 + \Delta x_1) + \dot{G} + \dot{H}]. \quad (11.27)$$

Введем обозначения:

$$\dot{F} = \dot{G} - \dot{H};$$

$$\dot{C} = 3r_1 + j(x_0 + 2X_1) + \dot{G} + \dot{H};$$

$$\dot{D} = 2(r_1 + \Delta r_1) + j_2(X_1 + \Delta x_1) + \dot{G} + \dot{H}; \quad Z' = \dot{D}_1 + Z'_1.$$

Тогда соотношения (11.20) и (11.24) примут вид

$$\dot{U}_A = j\frac{\dot{I}_C}{\sqrt{3}}\dot{F} - \frac{1}{3}\dot{I}_A\dot{C}; \quad (11.28)$$

$$-j\frac{\dot{U}_A}{\sqrt{3}k} = -\frac{\dot{I}_A}{3}\dot{F} + j\frac{\dot{I}_C}{\sqrt{3}}\dot{D}. \quad (11.29)$$

Решение этих уравнений относительно токов статорных обмоток симметричного трехфазного генератора дает

$$I_A = \sqrt{3} U_A \frac{j\dot{F} + \sqrt{3} k \dot{D}}{k(\dot{F}^2 - \dot{C}\dot{D})}; \quad (11.30)$$

$$I_C = U_A \frac{\dot{C} - j\sqrt{3} k \dot{F}}{k(\dot{F}^2 - \dot{C}\dot{D})}. \quad (11.31)$$

11.5. Уравнения токов и напряжений исходного асинхронного генератора. Векторные диаграммы

Уравнения токов и напряжений исходного асинхронного генератора получаются непосредственно из уравнений токов и напряжений трехфазного генератора на основании установленных ранее связей. Так как $I_A = I_{OB}$, $U_A = U_{OB} = U_1$, $I_C = k I_{PO}$, то расчетными соотношениями для определения токов обмотки возбуждения и рабочей обмотки будут

$$I_{OB} = \sqrt{3} U_1 \frac{j\dot{F} + \sqrt{3} k \dot{D}}{k(\dot{F}^2 - \dot{C}\dot{D})}; \quad (11.32)$$

$$I_{PO} = U_1 \frac{\dot{C} - j\sqrt{3} k \dot{F}}{k^2(\dot{F}^2 - \dot{C}\dot{D})}. \quad (11.33)$$

Переход от приведенных значений напряжений к их действительным значениям осуществляется согласно формуле (11.6) введением множителя k . Уравнение напряжений, аналогичное уравнению (11.26), принимает вид

$$U_{PO} = U_1 + U_2, \quad (11.34)$$

причем согласно соотношению (11.28) напряжение на входе генератора

$$U_1 = j \frac{k I_{PO}}{\sqrt{3}} \dot{F} + \frac{1}{3} I_{OB} \dot{C}. \quad (11.35)$$

Выражение для напряжения рабочей обмотки может быть получено также из соотношения (11.27):

$$U_{PO} = -j \frac{k I_{OB}}{\sqrt{3}} \dot{F} - k^2 I_{PO} \dot{D}_1, \quad (11.36)$$

где $\dot{D}_1 = 2(r_1 + \Delta r_1) + j2(X_1 + \Delta X_1) + \dot{G} + \dot{H}$.

Как было отмечено, включение нагрузки возможно со стороны повышенного или пониженного напряжения АГ, или одновременно с той и другой стороны. Во всех этих случаях расчет-

ные соотношения (11.32)—(11.36) остаются справедливыми, так как они получены из общих уравнений асинхронного генератора. На основании соотношений (11.32) и (11.33) нетрудно получить выражение для тока синхронного возбудителя применительно к конкретной схеме генераторной установки.

Заметим, что сопротивление Z' , входящее в выражение комплексного коэффициента D , состоит из сопротивления конденсатора и параллельно присоединенного к нему нагрузочного сопротивления (рис. 11.1, а), которое в реальных условиях имеет активный, или активно-индуктивный характер. Если в последнем случае ток конденсатора компенсирует реактивную составляющую тока нагрузочного сопротивления, то эквивалентное сопротивление внешней цепи становится чисто активным. Это обстоятельство позволяет ограничить нашу задачу исследованием режимов АГ, включенного на активную или активно-емкостную нагрузку.

Положим, что нагрузка имеет активно-емкостный характер. Приведенное сопротивление нагрузки

$$Z' = -\frac{jX'_C}{1 - j\frac{X'_C}{R'}}. \quad (11.37)$$

Токи системы связаны зависимостями

$$i_{CB} = -(i_{OB} + i_{PO}); \quad (11.38)$$

$$i_{PO} = i_C + I, \quad (11.39)$$

где i_C — ток конденсатора;

I — ток активного сопротивления нагрузки.

Как видно из уравнения (11.38), ток синхронного возбудителя определяется геометрической суммой токов статорных обмоток АГ, взятой с обратным знаком. С учетом формул (11.32) и (11.33) выражение для тока СВ принимает вид

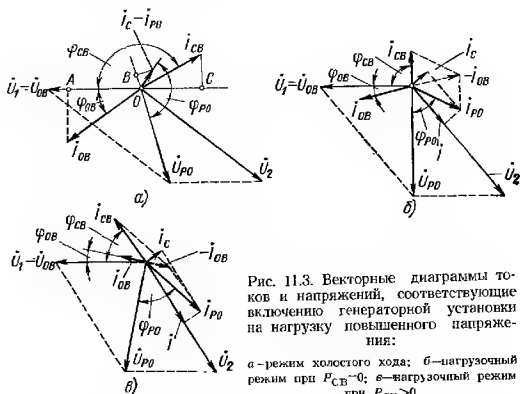
$$i_{CB} = U_1 \frac{\hat{C} + 3k^2\hat{D}}{k^2(\hat{F}^2 - \hat{C}\hat{D})}. \quad (11.40)$$

Полученные соотношения позволяют провести аналитическое исследование стационарных режимов асинхронного генератора, работающего на нагрузку в системе с синхронным возбудителем.

Удобным графо-аналитическим способом анализа и иллюстрации основных зависимостей, дополняющим аналитический метод, является метод векторных диаграмм.

При построении диаграмм положением одного из векторов на комплексной плоскости задаются произвольно. При этом относительное расположение всех остальных векторов становится вполне определенным.

На рис. 11.3 приведены векторные диаграммы токов и напряжений, соответствующие работе АСГУ на нагрузку повышенного напряжения (см. рис. 11.1, а). В данном случае нагрузочное сопротивление имеет активный характер. Это означает, что ток нагрузочного сопротивления I_7 совпадает по фазе с выходным (повышенным) напряжением генератора U_2 .



Векторы напряжений статорных обмоток АГ образуют с вектором напряжения на конденсаторе замкнутый треугольник, что вытекает из соотношения (11.34), причем напряжение рабочей обмотки является опережающим по отношению к напряжению обмотки возбуждения.

За исходный вектор на диаграммах принят вектор напряжения обмотки возбуждения АГ. Направление его совпадает с отрицательным направлением оси абсцисс: $\dot{U}_1 = U_1 e^{j\pi}$.

Остальные стороны треугольника напряжений находятся непосредственно по способу засечек.

Зная активные мощности, напряжения и токи статорных обмоток АГ, нетрудно определить фазовые углы сдвига между напряжениями и соответствующими токами.

Вектор тока обмотки возбуждения АГ $\dot{I}_{OV}$ опережает вектор напряжения обмотки $\dot{U}_1$ по фазе на угол φ_{OV} , а вектор тока рабочей обмотки $\dot{I}_{PO}$ опережает вектор напряжения обмотки $\dot{U}_{PO}$ по фазе на угол φ_{PO} . Их взаимное расположение удовлетворяет уравнению (11.38) так же, как расположение векторов, состав-

ляющих вектор тока $I_{\text{ро}}$, — уравнению (11.39). Вектор напряжения на зажимах нагрузки U_2 отстает от тока конденсатора по фазе на угол $\pi/2$ эл. рад (потерями в конденсаторах пренебрегаем).

Исходные уравнения напряжений (11.11) относятся к напряжению фазы генератора, а не сети, как это принимается обычно. Поэтому генерируемая активная мощность становится положительной, потребляемая активная мощность — отрицательной.

Диаграмма на рис. 11.3, а относится к случаю, когда цепь активного нагрузочного сопротивления разомкнута: $R = \infty$. При этом

$$I_{\text{ро}} = I_c. \quad (11.41)$$

Ток рабочей обмотки опережает напряжение обмотки по фазе на угол $\varphi_{\text{ро}} > \pi/2$ эл. рад.

Активная составляющая тока $I_{\text{ро}}$ совпадает с отрицательным направлением вектора напряжения $U_{\text{ро}}$, следовательно, активная мощность рабочей обмотки имеет отрицательный знак. Это обстоятельство составляет характерную особенность схемы; рабочая обмотка асинхронного генератора, работающего в области отрицательных скольжений, при условии, что

$$R = \infty, \quad \infty > C > 0,$$

находится в режиме потребления активной мощности.

Активная мощность обмотки возбуждения $P_{\text{ов}} > 0$, т. е. она генерируется. Эта мощность потребляется, с одной стороны, рабочей обмоткой и, с другой стороны, — синхронным возбудителем, работающим в двигательном режиме ($\varphi_{\text{св}} > \frac{\pi}{2}$). Таким образом, при работе системы без нагрузки, приложенной извне, активная мощность синхронного возбудителя меньше активной мощности обмотки возбуждения асинхронного генератора на величину активной мощности рабочей обмотки.

При включении нагрузки по нагрузочному сопротивлению начинают протекать ток I , совпадающий по фазе с напряжением U_2 . Угол, образованный векторами $I_{\text{ро}}$ и I_c , по мере увеличения тока нагрузки возрастает, а угол $\varphi_{\text{ро}}$ уменьшается и при некотором значении нагрузки будет справедливым равенство $\varphi_{\text{ро}} = \frac{\pi}{2}$ эл. рад. Активная мощность рабочей обмотки становится при этом равной нулю.

Дальнейшее увеличение нагрузки приводит к неравенству $\varphi_{\text{ро}} < \frac{\pi}{2}$, т. е. к переходу рабочей обмотки в режим генерирования активной мощности. Таким образом, то обстоятельство, что рабочая обмотка АГ с возрастанием нагрузки переходит из

режима потребления активной мощности в режим ее генерирования, составляет вторую характерную особенность схемы.

С увеличением тока I нагрузки от нуля активная составляющая тока синхронного возбудителя уменьшается и при условии баланса активных мощностей АГ и нагрузки становится равной нулю. Синхронный возбудитель переходит в режим синхронного компенсатора и векторная диаграмма токов и напряжений будет такой, как на рис. 11.3, б.

Как только активная мощность нагрузки превысит электромагнитную мощность АГ, синхронный возбудитель переходит в режим генерирования активной мощности. Совместная работа источников на нагрузку иллюстрируется векторной диаграммой на рис. 11.3, в. Здесь фазовый угол сдвига $\varphi_{CB} < 0$, что указывает на генераторный режим работы СВ.

Из анализа диаграмм (см. рис. 11.3) нетрудно установить, что реактивная намагничивающая мощность АГ компенсируется двумя источниками реактивной мощности — статическими конденсаторами и синхронным возбудителем, т. е. для полной компенсации мощности конденсаторов недостаточно. Следовательно, в режиме недокомпенсации синхронный возбудитель генерирует реактивную намагничивающую мощность. Как видно из диаграмм, знак реактивной составляющей тока СВ остается неизменным.

Очевидно, что в режиме полной компенсации реактивная составляющая тока СВ, обращается в нуль. При перекомпенсации фаза реактивной составляющей тока СВ по сравнению с режимом недокомпенсации изменяется на противоположную, что указывает на передачу избыточной реактивной мощности конденсаторов в цепь СВ.

Положим теперь, что активная нагрузка с сопротивлением R_1 включена на входное напряжение генератора, а в цепи рабочей обмотки остается конденсатор с сопротивлением $Z' = -jX'_C$.

Связь между токами системы выражается следующими уравнениями:

$$i_{PO} - i_C; \quad i_{PO} + i_{OB} = i_{AG}; \quad (11.42)$$

$$i_{AG} + i_{CB} = i_1, \quad (11.43)$$

где i_{AG} — ток, протекающий по соединительным проводам между АГ и нагрузкой;

i_1 — ток нагрузки.

Здесь ток рабочей обмотки определяется по формуле (11.33). Согласно соотношениям (11.32) и (11.33) ток

$$i_{AG} = \dot{U}_1 \frac{\dot{C} + 3k^2\dot{D}}{k^2(\dot{F}^2 - \dot{C}\dot{D})}. \quad (11.44)$$

На основании формул (11.43) и (11.44) ток синхронного возбуждателя

$$I_{CB} = U_1 \left[\frac{1}{Z_1} - \frac{\dot{C} + 3\dot{C}\dot{D}}{k^2(\dot{F}^2 - \dot{C}\dot{D})} \right]. \quad (11.45)$$

Векторные диаграммы токов и напряжений, соответствующие коэффициенту приведения статорных обмоток генератора $k = \frac{1}{\sqrt{3}}$, при работе системы на активную нагрузку с сопротивлением R_1 показаны на рис. 11.4.

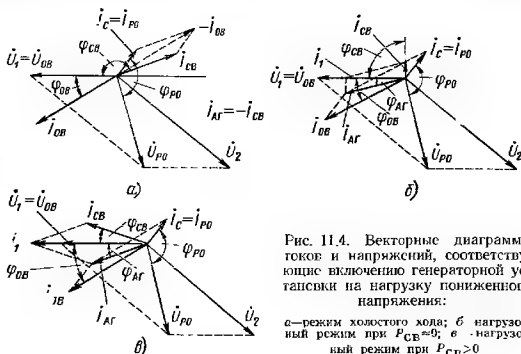


Рис. 11.4. Векторные диаграммы токов и напряжений, соответствующие включению генераторной установки на нагрузку пониженного напряжения:

а—режим холостого хода; б — нагрузочный режим при $P_{CB} \approx 0$; в — нагрузочный режим при $P_{CB} > 0$

Если $R_1 = \infty$, то согласно формуле (11.43) $I_{AG} = -I_{CB}$ (рис. 11.4, а). С включением нагрузки ток I_1 определяется геометрической суммой токов I_{AG} и I_{CB} . При балансе активных мощностей АГ и нагрузки диаграмма будет такой, как на рис. 11.4, б ($\varphi_{CB} = \pi/2$). Дальнейшее возрастание нагрузки вызывает нарушение этого баланса, и недостаток активной мощности асинхронного генератора компенсируется синхронным возбуждателем. При этом осуществляется режим совместной параллельной работы АГ и СВ на нагрузку (рис. 11.4, в).

Связь между токами при работе генераторной установки на нагрузку повышенного и пониженного напряжения выражается следующими уравнениями:

$$I_{P0} = I_C + i; \quad I_{P0} + i_{OB} = I_{AG}; \quad I_{AG} + I_{CB} = I_1.$$

Расчетные формулы для вычисления входящих в эти уравнения токов приведены ранее. Обратим внимание на то, что ток синхронного возбуждателя определяется здесь по формуле (11.45).

Построение соответствующих векторных диаграмм производится по методике, изложенной ранее, с учетом последних соотношений связи между токами системы.

11.6. Режимы холостого хода и короткого замыкания

Предельными режимами работы генераторной установки являются режимы холостого хода и короткого замыкания. Заметим, что под режимом «холостого хода» генераторной установки для схемы включения на рис. 11.1, а подразумевается режим, который устанавливается при следующих условиях:

$$U_1 = \text{const}, \dot{I}_1 = \text{const}, s = \text{const}, I_{PO} = 0.$$

Так как цепь рабочей обмотки в режиме холостого хода разомкнута, то ток обмотки возбуждения и напряжение рабочей обмотки определяются по соотношениям

$$\dot{I}_{ОВ} = -3 \frac{\dot{U}_1}{\dot{C}}; \quad (11.46)$$

$$\dot{U}_{PO} = -j \frac{k}{\sqrt{3}} \dot{F} \dot{I}_{ОВ}, \quad (11.47)$$

что следует из уравнений (11.28) и (11.36).

Последнее выражение с учетом формулы (11.46) может быть представлено также в виде

$$\dot{U}_{PO} = j \frac{\sqrt{3} k}{\dot{C}} \dot{F} \dot{U}_1, \quad (11.48)$$

$$\text{где} \quad \dot{C} = 3r_1 + j(x_0 + 2X_1) + \frac{x_m^2}{\frac{r_2}{s} + jX_2} + \frac{x_m^2}{\frac{r_2}{2-s} + jX_2};$$

$$\dot{F} = \frac{x_m^2}{\frac{r_2}{s} + jX_2} - \frac{x_m^2}{\frac{r_2}{2-s} + jX_2}.$$

Из уравнения (11.48) следует, что напряжение рабочей обмотки в режиме холостого хода при данных значениях напряжения возбуждения и коэффициента приведения k зависит от скольжения и параметров машины, входящих в выражения комплексных коэффициентов $\dot{C}$, $\dot{F}$.

Напряжение на выходе генератора определяется в результате графического построения по формуле (11.34) или расчетным путем с использованием очевидных соотношений

$$\dot{U}_2 = \text{Re}(\dot{U}_{PO} - \dot{U}_1) + j \text{Im}(\dot{U}_{PO} - \dot{U}_1); \quad (11.49)$$

$$U_2 = \sqrt{[\text{Re}(\dot{U}_{PO} - \dot{U}_1)]^2 + [\text{Im}(\dot{U}_{PO} - \dot{U}_1)]^2}. \quad (11.50)$$

Векторная диаграмма токов и напряжений, соответствующая режиму холостого хода, приведена на рис. 11.5, а. Обмотка возбуждения АГ и синхронный возбудитель соединены в каскад, их токи равны и противоположны.

Ток обмотки возбуждения опережает напряжение $\dot{U}_1$ по фазе на угол $\frac{\pi}{2} > \varphi_{ов} > 0$. Следовательно, АГ генерирует активную мощность, а СВ ее потребляет. Отрезки $\overline{OA'}$ и $\overline{OB'}$ пропорциональны активной мощности машин, причем $|\overline{OA'}| = |\overline{OB'}|$.

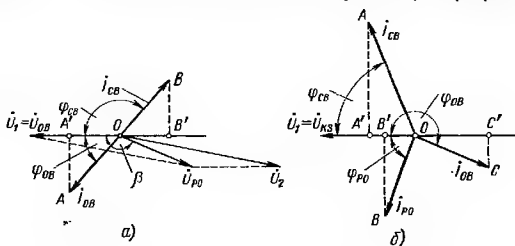


Рис. 11.5. Векторные диаграммы токов и напряжений генераторной установки в предельных режимах:

а—режим холостого хода; б режим короткого замыкания

Источником реактивной намагничивающей мощности, необходимой для АГ, является синхронный возбудитель. Отрезки $\overline{BB'}$ и $\overline{AA'}$ пропорциональны реактивной мощности машин, причем $|\overline{AA'}| = |\overline{BB'}|$.

Напряжение рабочей обмотки в режиме холостого хода сдвинуто относительно напряжения обмотки возбуждения на угол, больший, чем $\frac{\pi}{2}$ эл. рад.

При коротком замыкании в нагрузке (см. рис. 11.1, а) угол сдвига между напряжениями U_1 и $\dot{U}_{PO}$ становится равным нулю; рабочая обмотка оказывается под напряжением обмотки возбуждения:

$$\dot{U}_{PO} - \dot{U}_1 = \dot{U}_{кз}.$$

Для определения токов короткого замыкания можно воспользоваться приведенными ранее соотношениями при значении $Z' = 0$. Тогда вместо уравнений (11.32), (11.33), (11.40) будем иметь

$$i_{ов.к} = \sqrt{3} \dot{U}_1 \frac{j\dot{F} + \sqrt{3} k \dot{D}_1}{k(\dot{F}^2 - \dot{C} \dot{D}_1)}; \quad (11.51)$$

$$i_{\text{ро.к}} = \dot{U}_1 \frac{\dot{C} \sqrt{3} k \dot{F}_1}{k^2 (\dot{F}^2 - \dot{C} \dot{D}_1)}; \quad (11.52)$$

$$i_{\text{св.к}} = \dot{U}_1 \frac{\dot{C} + 3k^2 \dot{D}_1}{k^2 (\dot{F}^2 - \dot{C} \dot{D}_1)}. \quad (11.53)$$

Векторная диаграмма токов и напряжений, соответствующая режиму короткого замыкания, приведена на рис. 11.5, б.

Как видно, токи обмоток сдвинуты по фазе практически на четверть периода, причем ток рабочей обмотки опережает приложенное к ней напряжение на угол $0 < \varphi_{\text{ро}} < \frac{\pi}{2}$. Это означает, что в режиме короткого замыкания рабочая обмотка АГ генерирует активную мощность.

Ток обмотки возбуждения сдвинут относительно напряжения возбуждения на угол $\frac{3}{2}\pi > \varphi_{\text{ов}} > \pi$. Обмотка возбуждения находится в режиме потребления активной мощности ($P_{\text{ов}} < 0$).

Ток синхронного возбудителя отстает от напряжения $\dot{U}_1$ по фазе на угол $\frac{\pi}{2} > \varphi_{\text{св}} > 0$ ($P_{\text{св}} > 0$). Таким образом, источниками активной мощности в режиме короткого замыкания являются синхронный возбудитель и рабочая обмотка АГ, а ее потребителем — обмотка возбуждения АГ. Отрезки $\vec{OA}'$, $\vec{OB}'$ и $\vec{OC}'$ пропорциональны активным мощностям, причем $|\vec{OA}' + \vec{OB}'| = |\vec{OC}'|$.

Источником реактивной намагничивающей мощности является синхронный возбудитель. Отрезки $\vec{AA}'$, $\vec{BB}'$, $\vec{CC}'$ пропорциональны реактивным мощностям, причем $|\vec{AA}'| = |\vec{BB}' + \vec{CC}'|$.

Кратности токов короткого замыкания обмотки возбуждения и рабочей обмотки находятся из соотношений

$$k_{i_{\text{ов}}} = \frac{I_{\text{ов.к}}}{I_{\text{ов.н}}}; \quad k_{i_{\text{ро}}} = \frac{I_{\text{ро.к}}}{I_{\text{ро.н}}}.$$

где $I_{\text{ов.н}}$, $I_{\text{ро.н}}$ — токи обмоток АГ при номинальной нагрузке.

Под кратностью тока короткого замыкания синхронного возбудителя условимся понимать отношение тока короткого замыкания к току СВ при холостом ходе. В режиме холостого хода $\dot{I}_{\text{св}} = -\dot{I}_{\text{ов}}$, поэтому на основании выражений (11.53) и (11.46) кратность тока короткого замыкания СВ

$$k_{i_{\text{св}}} = \left| \frac{\dot{C} (\dot{C} + 3k^2 \dot{D}_1)}{3k^2 (\dot{F}^2 - \dot{C} \dot{D}_1)} \right|. \quad (11.54)$$

Кратность токов короткого замыкания характеризует динамические свойства машин в режиме короткого замыкания. Она должна быть достаточной для надежного срабатывания защиты.

Здесь уместно обратить внимание на следующее. Положенне вектора $\vec{U}_{PO}$ на комплексной плоскости характеризуется углом нагрузки $\beta = |\widehat{U_1; \vec{U}_{PO}}|$. При холостом ходе угол $\beta > \frac{\pi}{2}$ эл. рад., в номинальном режиме $\beta = \frac{\pi}{2}$ эл. рад. С возникновением и увеличением перегрузок он все более уменьшается и в режиме короткого замыкания ($Z'=0$) становится равным нулю. Из сказанного вытекает, что для защиты от перегрузок и токов короткого замыкания принципиально возможно использовать изменение фазы напряжения рабочей обмотки.

Изменение нагрузки сопровождается изменением токов генераторной установки. По приведенным ранее соотношениям величина и фаза каждого из токов могут быть определены для любого значения сопротивления нагрузки от $Z'=\infty$ до $Z'=0$.

С увеличением нагрузки векторы $\vec{I}_{OB}$ и $\vec{I}_{PO}$ поворачиваются на комплексной плоскости в направлении вращения часовой стрелки, а вектор $\vec{I}_{CB}$ — в обратном направлении, причем величина и фаза токов таковы, что всегда удовлетворяется равенство (11.38).

11.7. Соотношения мощностей

Между основными элементами генераторной установки — асинхронным генератором и синхронным возбудителем — устанавливается определенное соотношение мощностей. Распределение мощностей в системе зависит от напряжения возбуждения АГ, скольжения и нагрузки. Для определенности будем полагать, что выполняются следующие условия: $U_1 = \text{const}$, $f_1 = \text{const}$, $s = \text{const}$. Последние два условия означают, что угловые скорости вращения машин остаются постоянными, соответствующими определенной величине отрицательного скольжения АГ. Очевидно, что это скольжение может быть выбрано равным номинальной величине. Подчеркнем, что характерную особенность рассматриваемой генераторной установки составляет независимость скольжения АГ от нагрузки.

Баланс активных мощностей системы в общем случае выражается уравнением

$$P = P_{AG} + P_{CB},$$

где P — мощность, выделенная в нагрузку.

Сумма электромагнитных мощностей машин в зависимости от величины нагрузки может быть алгебраической или арифметической.

Представим решение последнего уравнения в виде

$$P_{CB} = -P_{AG} \left(1 - \frac{P}{P_{AG}} \right). \quad (11.55)$$

По этой формуле, задавая различные значения отношений $\frac{P}{P_{AG}}$, нетрудно установить соответствующие им режимы работы СВ.

Отношению $\frac{P}{P_{AG}} = 0$ соответствует каскадно-соединение машин. Мощности этих машин равны и противоположны по знаку, причем $P_{СВ} < 0$. Следовательно, СВ находится в двигательном режиме: он возвращает электромагнитную мощность АГ на вал приводного двигателя (потери в системе условимся пренебрегать).

При неравенстве $\frac{P}{P_{AG}} < 1$ двигательный режим СВ сохраняется ($P_{СВ} < 0$), но $|P_{СВ}| < P_{AG}$.

В номинальном режиме $\left(\frac{P}{P_{AG}} = 1\right)$ мощность $P_{СВ} = 0$. С возникновением перегрузок $\left(\frac{P}{P_{AG}} > 1\right)$ мощность синхронного возбуждателя становится положительной: СВ переходит в режим генерирования активной мощности. При этом осуществляется совместная работа асинхронного и синхронного генераторов на нагрузку.

Мощность асинхронного генератора можно выразить через фазные токи и напряжения симметричной трехфазной машины или через составляющие фазных токов и напряжений. В последнем случае соотношение для комплексной мощности эквивалентного АГ принимает вид

$$\dot{S}_{AG} = 3\dot{I}_{1CT}\dot{I}_{1CT}^* + 3\dot{I}_{2CT}\dot{I}_{2CT}^* + 3\dot{I}_{0CT}\dot{I}_{0CT}^*. \quad (11.56)$$

Если пренебречь активными сопротивлениями статорных обмоток, то входящие в это уравнение составляющие фазных напряжений будут следующими:

$$\dot{U}_{1CT} = -\dot{I}_{1CT}(jX_1 + \dot{G}); \quad \dot{U}_{2CT} = -\dot{I}_{2CT}(jX_1 + \dot{H}); \quad \dot{U}_{0CT} = -j\dot{I}_{0CT}X_0,$$

что следует из формулы (11.19).

Подставив их значения в соотношение (11.56), получим

$$\dot{S}_{AG} = -3[\dot{I}_{1CT}\dot{I}_{1CT}^*(jX_1 + \dot{G}) + \dot{I}_{2CT}\dot{I}_{2CT}^*(jX_1 + \dot{H}) + j\dot{I}_{0CT}\dot{I}_{0CT}^*X_0], \quad (11.57)$$

$$\text{где } \dot{I}_{1CT}\dot{I}_{1CT}^* - \dot{I}_{2CT}\dot{I}_{2CT}^* = \frac{1}{3} \left[\left(\frac{I_A^2}{3} + I_C^2 \right) + j \frac{1}{\sqrt{3}} (I_A \dot{I}_C - \dot{I}_A I_C) \right],$$

$$\dot{I}_{0CT}\dot{I}_{0CT}^* = \frac{1}{9} I_A^2,$$

причем

$$\dot{I}_1 = I_{OV}, \quad \dot{I}_C = k\dot{I}_{PO}.$$

Действительная часть комплексной мощности АГ представляет собой электромагнитную мощность. Выражая ее через токи обмоток исходного генератора, будем иметь

$$P_{AG} = \left[- \left(\frac{I_A^2}{3} + k^2 I_{PO}^2 \right) + j \frac{k}{3} (\dot{I}_A \dot{I}_{PO} - \dot{I}_A^* \dot{I}_{PO}^*) \right] \operatorname{Re}(\dot{G} + \dot{H}). \quad (11.58)$$

Введем обозначения:

$$P' = - \left(\frac{I_A^2}{3} + k^2 I_{PO}^2 \right) \operatorname{Re}(\dot{G} + \dot{H}); \quad (11.59)$$

$$P'' = j \frac{k}{3} (\dot{I}_A \dot{I}_{PO} - \dot{I}_A^* \dot{I}_{PO}^*) \operatorname{Re}(\dot{G} + \dot{H}), \quad (11.60)$$

тогда

$$P_{AG} = P' + P''. \quad (11.61)$$

Сумма составляющих электромагнитной мощности генератора в общем случае является алгебраической. Вещественные части комплексов $\dot{G}$ и $\dot{H}$ имеют разные знаки:

$$\operatorname{Re} \dot{G} = \frac{x_m^2 \frac{r_2}{s}}{\left(\frac{r_2}{s} \right)^2 + X_2^2} < 0; \quad \operatorname{Re} \dot{H} = \frac{x_m^2 \frac{r_2}{2-s}}{\left(\frac{r_2}{2-s} \right)^2 + X_2^2} > 0,$$

и, так как $|\operatorname{Re} \dot{G}| \gg |\operatorname{Re} \dot{H}|$, то первая составляющая электромагнитной мощности всегда положительна ($P' > 0$). Ее величина зависит от коэффициента приведения, емкости конденсаторов и нагрузки, характеризуемой коэффициентом нагрузки

$$k_n = \frac{R^{-1}}{|\operatorname{Re}(\dot{G} + \dot{H})_n|}, \quad (11.62)$$

где R — активное сопротивление, включенное в цепь рабочей обмотки;

$\operatorname{Re}(\dot{G} + \dot{H})_n$ — вещественная часть комплексов при номинальном скольжении.

Рассматривая разность произведений токов, входящую в соотношение (11.60), нетрудно убедиться в следующих ее свойствах:

$$\operatorname{Re}(\dot{I}_A \dot{I}_{PO} - \dot{I}_A^* \dot{I}_{PO}^*) = 0;$$

$$\operatorname{Im}(\dot{I}_A \dot{I}_{PO} - \dot{I}_A^* \dot{I}_{PO}^*) = 2 \operatorname{Im}(\dot{I}_A \dot{I}_{PO}),$$

что позволяет представить выражение (11.58) в более простом виде:

$$P_{AG} = \left[- \left(\frac{I_A^2}{3} + k^2 I_{PO}^2 \right) + j \frac{2k}{\sqrt{3}} \operatorname{Im}(\dot{I}_A \dot{I}_{PO}) \right] \operatorname{Re}(\dot{G} + \dot{H}). \quad (11.63)$$

Вторая составляющая электромагнитной мощности в отличие от первой составляющей является знакопеременной. Она может принимать отрицательные или положительные значения (т. е. отражать процессы потребления или генерирования активной мощности), или становиться равной нулю. Характер ее изменения с изменением нагрузки зависит от коэффициента приведения и отношения реактивного сопротивления конденсаторов к индуктивному сопротивлению контура, образованного двумя последовательно соединенными фазами эквивалентной трехфазной машины:

$$\frac{X_C}{|\operatorname{Im} \dot{I}_1|} = \frac{k^2 X'_C}{|\operatorname{Im} \dot{I}_1|}. \quad (11.64)$$

Отношение реактивных сопротивлений, аналогичное отношению (11.64), при резонансе напряжений

$$\frac{X_{Cp}}{k^2 |\operatorname{Im} \dot{I}_1|} = \frac{X'_{Cp}}{|\operatorname{Im} \dot{I}_1|} = 1,$$

откуда

$$\frac{X_{Cp}}{|\operatorname{Im} \dot{I}_1|} = k_2, \quad (11.65)$$

где X_{Cp} реактивное сопротивление конденсаторов при резонансе напряжений.

Из сопоставления выражений (11.64) и (11.65) вытекает, что для предотвращения явления резонанса напряжений должно быть выполнено условие

$$\frac{X_C}{|\operatorname{Im} \dot{I}_1|} > k^2. \quad (11.66)$$

Знак составляющей электромагнитной мощности P'' , как следует из анализа, зависит от взаимной ориентации векторов токов обмоток на комплексной плоскости и определяется по углу сдвига $\gamma(\widehat{I_{ro}}, \widehat{I_{ov}})$, отсчитываемому в направлении часовой стрелки от вектора тока I_{ro} .

Если угол $\gamma > \pi$ эл. рад, то $\operatorname{Im}(I_A I_{ro}) < 0$, $P'' < 0$ и электромагнитная мощность генератора

$$P_{AG} = P' - P'', \quad (11.67)$$

При сдвиге токов на угол $\gamma = \pi$ эл. рад $\operatorname{Im}(\dot{I}_A \dot{I}_{ro}) = 0$, $P'' = 0$ и, следовательно,

$$P_{AG} = P'. \quad (11.68)$$

Условию $\gamma < \pi$ эл. рад соответствуют неравенства $\operatorname{Im}(\dot{I}_A \dot{I}_{ro}) > 0$,

$P'' > 0$. В этом случае составляющие электромагнитной мощности суммируются арифметически по формуле (11.61).

Взаимная ориентация векторов токов I_{PO} , $I_{\text{ОВ}}$ на комплексной плоскости при данном коэффициенте приведения зависит от нагрузки и емкости в цепи рабочей обмотки. Поэтому с измене-

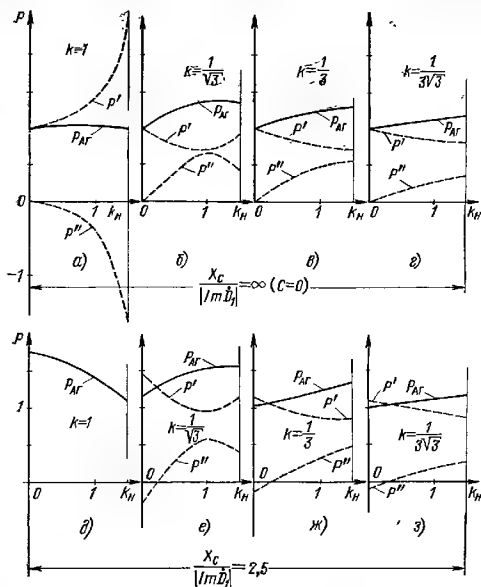


Рис. 11.6. Графики зависимостей электромагнитной мощности ЛГ и ее составляющих от нагрузки при различных значениях коэффициента приведения статорных обмоток и постоянном емкостном сопротивлении: $x_c = \infty$ (а, б, в, г), $x_c = 2,5$ [$I_m \dot{D}_1$] (д, е, ж, з)

нием нагрузки характер изменения составляющей P'' может быть различным.

Благодаря тому, что при данных значениях коэффициента приведения и емкости конденсаторов составляющие электромагнитной мощности являются определенными функциями нагрузки, создается принципиальная возможность увеличения электромагнитной мощности генератора при условиях постоянства

скольжения, частоты и амплитуды напряжения возбуждения. Это объясняется двумя причинами: улучшением формы вращающегося магнитного поля в воздушном зазоре машины и повышением напряжения на выходе генератора при данном напряжении на входе.

Зависимости электромагнитной мощности и ее составляющих от нагрузки при различных значениях коэффициента приведения и постоянной емкости $P_{AG}=f(k_n)$ при $k=\text{var}$, $\frac{X_C}{|\text{Im } \dot{D}_1|}=\text{const}$, построенные по расчетным данным, приведены на рис. 11.6. Емкость конденсаторов равна нулю (рис. 11.6, а, б, в, г), или соответствует отношению $\frac{X_C}{|\text{Im } \dot{D}_1|}=2,5$ (рис. 11.6, д, е, ж, з). За единицу электромагнитной мощности принята мощность, развиваемая генератором в режиме холостого хода ($k_n=0$) при емкости в цепи рабочей обмотки $C=0$.

Из характеристик мощностей следует, что использование генератора с коэффициентом приведения $k=1$ ($\omega_{PO}=\sqrt{3}\omega_{OV}$) нецелесообразно. Без емкости в цепи рабочей обмотки мощность P_{AG} остается практически постоянной, не зависящей от нагрузки (рис. 11.6, а). После включения емкости она возрастает, однако зависимость $P_{AG}=f(k_n)$ носит падающий характер (рис. 11.6, д). Это в значительной степени объясняется характером изменения составляющей P'' , имеющей отрицательное значение и возрастающей с увеличением нагрузки по абсолютной величине. При наличии емкости в цепи рабочей обмотки влияние этой составляющей усиливается.

Для улучшения характера зависимостей $P_{AG}=f(k_n)$ необходимо, чтобы коэффициент приведения был меньше единицы. Это иллюстрируется кривыми на рис. 11.6, б, в, г, ($C=0$) и 11.6, е, ж, з ($\frac{X_C}{|\text{Im } \dot{D}_1|}=2,5$). У генератора с коэффициентом приведения $k=\frac{1}{\sqrt{3}}$ ($\omega_{PO}=\omega_{OV}$) и емкостью в цепи рабочей обмотки $C=0$ составляющая P'' возрастает от нуля (рис. 11.6, б). При коэффициенте нагрузки $k_n=1$ она достигает наибольшей величины и затем начинает уменьшаться.

Составляющая P' , наоборот, сначала уменьшается до наименьшего значения при $k_n=1$, а далее начинает возрастать.

При изменении коэффициента нагрузки от нуля до единицы преобладают изменения составляющей P'' , поэтому электромагнитная мощность генератора возрастает. С возникновением перегрузок изменения составляющих P' и P'' практически компенсируются и мощность P_{AG} остается постоянной, однако при значительных перегрузках она несколько (несущественно) уменьшается из-за преобладающего при этом влияния изменения составляющей P'' .

Включение емкости в цепь рабочей обмотки приводит к смещению зависимости $P'' = f(k_n)$ в отрицательном направлении оси ординат (кривая начинается с некоторого отрицательного значения, зависящего от емкости конденсаторов). В то же время ординаты кривой $P' = f(k_n)$ возрастают, причем преобладающими оказываются изменения составляющей мощности P' . Таким образом, с включением емкости электромагнитная мощность генератора увеличивается (рис. 11.6, е). Однако характер зависимости $P_{\text{ЛГ}} = f(k_n)$ остается аналогичным рассмотренному ранее.

Следовательно, электромагнитная мощность генератора с коэффициентом приведения $k = \frac{1}{\sqrt{3}}$ по мере увеличения нагрузки возрастает, достигая наибольшего значения при коэффициенте нагрузки $k_n = 1$.

Путем надлежащего выбора коэффициента приведения можно получить возрастающий характер электромагнитной мощности на более значительном диапазоне изменения нагрузки. Это следует из того, что с уменьшением коэффициента приведения увеличивается нагрузка, при которой составляющая P'' достигает наибольшего значения. Точка максимума кривой $P'' = f(k_n)$ может лежать за пределами заданного диапазона изменения нагрузки. Тогда в пределах этого диапазона зависимость $P'' = f(k_n)$ будет носить возрастающий характер. В результате электромагнитная мощность генератора с увеличением нагрузки будет непрерывно возрастать, несмотря на некоторое несущественное уменьшение составляющей P'' .

Сказанное иллюстрируется характеристиками мощности, приведенными на рис. 11.6, в для коэффициента приведения $k = \frac{1}{3}$ ($\omega_{\text{PO}} - \frac{\omega_{\text{ОВ}}}{\sqrt{3}}$) при $C=0$ и на рис. 11.6, г для коэффициента приведения $k = \frac{1}{3\sqrt{3}}$ ($\omega_{\text{PO}} - \frac{\omega_{\text{ОВ}}}{3}$) при $C=0$.

Включение емкости в цепь рабочей обмотки (рис. 11.6, ж, з) приводит к тем же особенностям, которые были рассмотрены ранее.

Асинхронный генератор с коэффициентом приведения $k = \frac{1}{3}$ при одном и том же числе витков $\omega_{\text{ОВ}}$ развивает несколько меньшую мощность по сравнению с генератором, имеющим $k = \frac{1}{\sqrt{3}}$, однако в отличие от последнего он обладает определенной перегрузочной способностью. То же можно сказать о генераторе с коэффициентом приведения $k = \frac{1}{3\sqrt{3}}$. Недостатком последнего по сравнению с первым является несколько меньшая величина развиваемой мощности при $k_n > 0$.

Рассмотрим влияние емкости, включенной в цепь рабочей обмотки, на электромагнитную мощность генератора при постоянном значении коэффициента приведения, полагая, что условия работы генератора не изменились ($U_{0B}=U_A=\text{const}$, $f_1=\text{const}$, $s=s_n=\text{const}$).

Зависимости электромагнитной мощности и ее составляющих от нагрузки при коэффициенте приведения $k=\frac{1}{\sqrt{3}}$ и различных значениях отношений $\frac{X_C}{|\text{Im } \dot{D}_1|}$, построенные по расчетным данным, приведены на рис. 11.7, а, б, в, г.

С увеличением емкости кривая $P''=f(k_n)$ смещается вниз. В то же время ординаты зависимости $P'=f(k_n)$ возрастают, причем изменения последней оказываются преобладающими. Поэтому, как уже было отмечено, электромагнитная мощность генератора возрастает.

При отношении $\frac{X_C}{|\text{Im } \dot{D}_1|}=1$ кривая $P''=f(k_n)$ проходит ниже оси абсцисс, что указывает на режим потребления мощности P'' при любой нагрузке (рис. 11.7, г).

Емкость, соответствующая отношению $\frac{X_C}{|\text{Im } \dot{D}_1|}=1$, в 3 раза меньше резонансной, что следует из формулы (11.65). Тем не менее, она неприемлема вследствие неблагоприятного характера изменения составляющей P'' и недопустимой плотности тока в обмотках.

Здесь вполне возможна работа генератора с емкостью, меньшей резонансной в 5,25 раз и соответствующей отношению $\frac{X_C}{|\text{Im } \dot{D}_1|}=1,75$ (рис. 11.7, в). В данном случае при $k_n=1,5$, $P_{AG}/P_{AGn}=1,7$, тогда как при $k_n=1,5$ и $C=0$ $P_{AG}/P_{AGn}=1,33$ (см. рис. 11.6, б).

Аналогичные зависимости электромагнитной мощности и ее составляющих от нагрузки при коэффициенте приведения $k=\frac{1}{3}$ и различных значениях отношений $\frac{X_C}{|\text{Im } \dot{D}_1|}$ приведены на рис. 11.7, д, е, ж, з.

Как видно, с увеличением емкости электромагнитная мощность генератора возрастает, что объясняется характером изменения ее составляющих.

Здесь работа генератора с отношением $\frac{X_C}{|\text{Im } \dot{D}_1|}=1$ вполне допустима, так как сопротивление конденсатора больше резонансного сопротивления X_{Cp} в 9 раз, что следует из формулы (11.65).

Из характеристик мощности (рис. 11.7) можно сделать вывод о целесообразности применения в схеме АГ емкости, регулируемой в зависимости от нагрузки.

Электромагнитная мощность генератора может быть выражена также непосредственно через мощности его статорных обмоток:

$$P_{AG} = \pm P_{OV} \mp P_{PO}, \quad (11.69)$$

где $P_{OV} = U_{OV} I_{OV} \cos \varphi_{OV}$; $P_{PO} = U_{PO} I_{PO} \cos \varphi_{PO}$.

Как было показано ранее, одна из обмоток генератора при определенных условиях становится потребителем активной мощности. Так, в режиме холостого хода при наличии емкости в цепи рабочей обмотки мощность $P_{PO} < 0$ (см. рис. 11.3, а; 11.4, а). При этом

$$P_{AG} = P_{OV} - P_{PO}. \quad (11.70)$$

С появлением нагрузки фазовый угол φ_{PO} уменьшается и при $\varphi_{PO} = \frac{\pi}{2}$

$$P_{AG} = P_{OV}. \quad (11.71)$$

Дальнейшее повышение нагрузки приводит к неравенствам $\varphi_{PO} < 0$, $P_{PO} > 0$, вследствие чего

$$P_{AG} = P_{OV} + P_{PO}. \quad (11.72)$$

При значительных перегрузках и в режиме короткого замыкания (рис. 11.5, б) обмотка возбуждения потребляет активную мощность

$$P_{AG} = -P_{OV} + P_{PO}. \quad (11.73)$$

Мнимая часть комплексной мощности генератора дает реактивную мощность. На основании формулы (11.57) после ряда преобразований будем иметь

$$Q_{AG} = - \left[\left(\frac{I_A^2}{3} + k^2 I_{PO}^2 \right) + j \frac{k}{\sqrt{3}} (i_A i_{PO}^* - i_A^* i_{PO}) \right] \times \\ \times [j 2X_1 + \operatorname{Im}(\dot{G} + \dot{H})] - j \frac{I_A^2}{3} x_0, \quad (11.74)$$

$$\text{где } \operatorname{Im} \dot{G} = -j \frac{x_m^2 X_2}{\left(\frac{r_2}{s}\right)^2 + X_2^2}; \quad \operatorname{Im} \dot{H} = -j \frac{x_m^2 X_2}{\left(\frac{r_2}{2-s}\right)^2 + X_2^2},$$

причем $|j 2X_1| > |\operatorname{Im}(\dot{G} + \dot{H})|$.

Реактивная мощность асинхронного генератора, как следует из формулы (11.74), имеет отрицательный знак, что указывает на режим ее потребления.

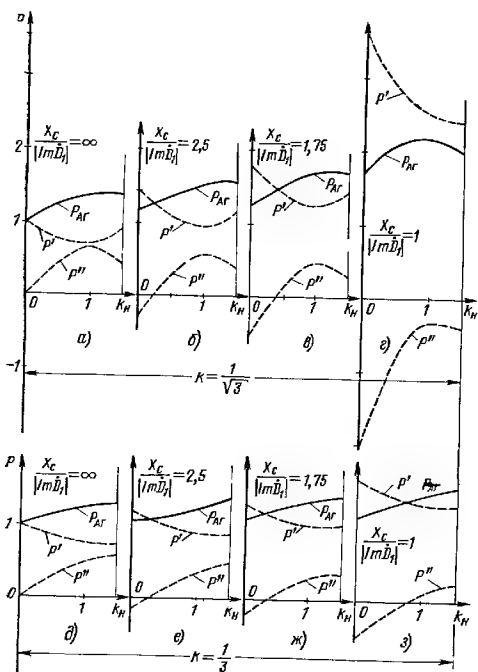


Рис. 11.7. Графики зависимостей электромагнитной мощности АГ и ее составляющих от нагрузки при различных значениях емкостного сопротивления и неизменном коэффициенте приведения стационарных обмоток $k=1/\sqrt{3}$ (а, б, в, г), $k=1/3$ (д, е, ж, з)

Условимся считать, что при постоянном скольжении комплексы $\dot{G}$, $\dot{H}$ и их составляющие не изменяются. Алгебраическую сумму индуктивных сопротивлений, входящую в формулу (11.74), заменим одним сопротивлением

$$jX = j2X_1; \operatorname{Im}(\dot{G} \mid \dot{H}).$$

Если учесть также очевидную зависимость

$$\dot{I}_A \dot{I}_{PO} - \dot{I}_A \dot{I}_{PO} - 2 \operatorname{Im} \dot{I}_A \dot{I}_{PO},$$

то выражение (11.74) может быть представлено в более простом виде:

$$Q_{AG} = - \left[\left(\frac{I_A^2}{3} + k^2 I_{PO}^2 \right) + j \frac{2k}{\sqrt{3}} \operatorname{Im} \dot{I}_A \dot{I}_{PO} \right] jX - j \frac{I_A^2}{3} x_0. \quad (11.75)$$

Уравнение баланса реактивных мощностей в общем случае следующее:

$$Q_{CB} + Q_C = Q_{AG} + Q, \quad (11.76)$$

где Q_C — реактивная мощность конденсаторов;

Q — реактивная мощность нагрузки.

Без использования конденсаторов

$$Q_{CB} = Q_{AG} + Q, \quad (11.77)$$

т. е. единственным источником реактивной мощности является синхронный возбудитель.

При использовании конденсаторов различаются режимы недокомпенсации, полной компенсации и перекомпенсации. Баланс реактивных мощностей в режиме недокомпенсации описывается уравнением (11.76). В случае полной компенсации реактивная мощность синхронного возбудителя равна нулю: $Q_{CB} = 0$. При этом

$$Q_C = Q_{AG} + Q. \quad (11.78)$$

При перекомпенсации избыточная реактивная мощность конденсаторов передается синхронному возбудителю ($Q_{CB} < 0$). Тогда

$$Q_C = Q_{CB} + Q_{AG} + Q. \quad (11.79)$$

Примечательно, что режимы работы СВ по активной и реактивной мощности устанавливаются независимо один от другого.

Реактивная намагничивающая мощность генератора может быть выражена через реактивные мощности статорных обмоток:

$$Q_{AG} = Q_{OB} + Q_{PO}. \quad (11.80)$$

Это уравнение носит общий характер. В режиме холостого хода, когда цепь рабочей обмотки разомкнута, оно принимает вид

$$Q_{AG} = Q_{OB}. \quad (11.81)$$

В данном случае реактивная намагничивающая мощность поступает в машину со стороны обмотки возбуждения.

В режиме работы генератора на нагрузку, когда угол $\varphi_{\text{ОВ}} = (\widehat{U_1, I_{\text{ОВ}}}) = 0$, справедливо равенство

$$Q_{\text{АГ}} - Q_{\text{РО}}, \quad (11.82)$$

т. е. реактивная намагничивающая мощность поступает в машину со стороны рабочей обмотки. Часть ее электромагнитным путем передается в цепь обмотки возбуждения и полностью компенсирует реактивную мощность рассеяния обмотки. Обмотка возбуждения по отношению к напряжению U_1 представляет собой чисто активное сопротивление. Если же реактивная намагничивающая мощность, передаваемая в цепь обмотки возбуждения, превышает реактивную мощность рассеяния обмотки, то ее избыток возвращается в цепь синхронного возбудителя. Для реактивной мощности генератора

$$Q_{\text{АГ}} - Q_{\text{РО}} - Q_{\text{ОВ}}. \quad (11.83)$$

Таким образом, входящая в уравнения баланса реактивных мощностей системы мощность $Q_{\text{АГ}}$ определяется арифметической или алгебраической суммой реактивных мощностей статорных обмоток. В частном случае она может быть равна реактивной мощности одной из статорных обмоток.

11.8. Изменение напряжения на выходе асинхронного генератора

Изменение напряжения источника электрической энергии определяется по его внешней характеристике.

Под внешней характеристикой асинхронного генератора независимого возбуждения (см. рис. 11.1, а) условимся понимать зависимость напряжения на выходе от нагрузки при постоянных частоте, скольжении, амплитуде напряжения возбуждения и неизменном характере нагрузки.

Номинальное изменение выходного напряжения (в условиях, при которых снимается внешняя характеристика) определяется арифметической разностью напряжений при холостом ходе и номинальной нагрузке:

$$\Delta U_{2\text{н}} = U_{20} - U_{2\text{н}}. \quad (11.84)$$

Желательно, чтобы величина $\Delta U_{2\text{н}}$ не превышала 1,5—3% от $U_{2\text{н}}$. При этом внешняя характеристика генератора становится достаточно жесткой.

Если положение вектора напряжения возбуждения на комплексной плоскости известно, то нетрудно получить расчетное

выражение для определения изменения напряжения. Так, например, если $\dot{U}_1 = -U_1$ (см. рис. 11.3, 11.4), то

$$\Delta U_{2н} = \sqrt{(\operatorname{Re}[U_1 + U_{\text{PO.н}}])^2 + (\operatorname{Im}[U_{\text{PO.н}}])^2} - \sqrt{(\operatorname{Re}[U_1 + U_{\text{PO.н}}])^2 + (\operatorname{Im}[U_{\text{PO.н}}])^2}. \quad (11.85)$$

Действительная часть напряжения $U_{\text{PO.н}}$ берется со знаком «—», если угол между векторами напряжений $(\dot{U}_1, \dot{U}_{\text{PO.н}}) < \frac{\pi}{2}$ эл. рад.

Изменение напряжения уменьшается с уменьшением геометрической разности напряжений на выходе, значение которой, отнесенное к диапазону изменения нагрузки от нуля до номинальной

$$\Delta \dot{U}_{2н} = \dot{U}_{2_0} - \dot{U}_{2н}, \quad (11.86)$$

где

$$\dot{U}_{2_0} = \dot{U}_{\text{PO.о}} + \dot{U}_1; \quad \dot{U}_{2н} = \dot{U}_{\text{PO.н}} + \dot{U}_1.$$

После подстановки значений $\dot{U}_{2_0}$ и $\dot{U}_{2н}$ в формулу (11.86) получим

$$\Delta \dot{U}_{2н} = \dot{U}_{\text{PO.о}} - \dot{U}_{\text{PO.н}}. \quad (11.87)$$

Аналогичное выражение может быть написано для любого произвольного диапазона изменения нагрузки.

Геометрическая разность напряжений на выходе генератора (11.86) равна геометрической разности напряжений рабочей обмотки (11.87). К этому же выводу мы приходим, рассмотрев векторные диаграммы.

Определим факторы, влияющие на величину $\Delta \dot{U}_{2н}$. Пользуясь выражением (11.36), можно последнее соотношение представить в виде

$$\Delta \dot{U}_{2н} = j \frac{k}{\sqrt{3}} (\dot{I}_{\text{ОВ.о}} - \dot{I}_{\text{ОВ.н}}) \dot{F} - k^2 (\dot{I}_{\text{PO.о}} - \dot{I}_{\text{PO.н}}) \dot{U}_1, \quad (11.88)$$

где $\dot{I}_{\text{ОВ.о}}$, $\dot{I}_{\text{PO.о}}$ токи статорных обмоток в режиме холостого хода;

$\dot{I}_{\text{ОВ.н}}$, $\dot{I}_{\text{PO.н}}$ то же, при номинальной нагрузке.

Геометрическая разность напряжений на выходе $\Delta U_{2н}$ зависит от коэффициента приведения, параметров машины и разности токов холостого хода и номинальной нагрузки в каждой из обмоток. Влияние первого фактора сказывается наиболее сильно. Так, значению коэффициента приведения $k=1$ соответствует неprisлмcая величина изменения выходного напряжения.

Соотношение (11.88) при $k = \frac{1}{\sqrt{3}} (\omega_{PO} - \omega_{OB})$ принимают вид

$$\Delta U_{2n} = -\frac{1}{3} [j(I_{OB_0} - I_{OB.n}) \dot{F} + (I_{PO_0} - I_{PO.n}) \dot{D}_1] \quad (11.89)$$

и соответственно при $k = \frac{1}{3} \left(\omega_{PO} - \frac{\omega_{OB}}{\sqrt{3}} \right)$

$$\Delta U_{2n} = -\frac{1}{3} \left[\frac{j}{\sqrt{3}} (I_{OB_0} - I_{OB.n}) \dot{F} - \frac{1}{3} (I_{PO_0} - I_{PO.n}) \dot{D}_1 \right]. \quad (11.90)$$

Из последних выражений следует, что изменение напряжения на выходе генератора с уменьшением коэффициента приведения существенно уменьшается.

Зависимости напряжений $U_2 = f(k_n)$, $U_{PO} = f(k_n)$ при $k = \frac{1}{\sqrt{3}}$, $C=0$, $U_1=1$, построенные по расчетным данным, приведены на рис. 11.8, а.

Как видно, в области нормальных нагрузок, напряжение рабочей обмотки с увеличением нагрузки возрастает, а в области перегрузок остается практически постоянным. Напряжение на выходе уменьшается, причем степень его уменьшения по мере увеличения нагрузки возрастает. Изменение напряжения ΔU_2 становится наиболее значительным с возникновением перегрузок.

Включение емкости в цепь рабочей обмотки приводит к повышению напряжений U_{PO} , U_2 (рис. 11.8, б). По характеру изменения кривые $U_{PO} = f(k_n)$ и $U_2 = f(k_n)$ не отличаются от аналогичных зависимостей, полученных при условии $C=0$. Графики зависимостей $U_{PO} = f(k_n)$, $U_2 = f(k_n)$ при $k = \frac{1}{3}$, $U_1=1$ приведены на рис. 11.8, в ($C=0$) и рис. 11.8, г $\left(\frac{X_C}{\text{Im } D_1} = 2,5 \right)$.

Напряжение рабочей обмотки с увеличением нагрузки непрерывно возрастает. Изменение напряжения незначительно, в результате чего напряжение на выходе остается практически постоянным.

Генератор с коэффициентом приведения $k = \frac{1}{3}$ выгодно отличается от генератора с коэффициентом $k = \frac{1}{\sqrt{3}}$ стабильностью выходного напряжения при изменении нагрузки в широких пределах.

С уменьшением коэффициента приведения внешняя характеристика становится более жесткой. Вместе с тем, как было показано ранее, уменьшается развиваемая генератором электромагнитная мощность (см. рис. 11.6, б, в, г, е, ж, з и рис. 11.7).

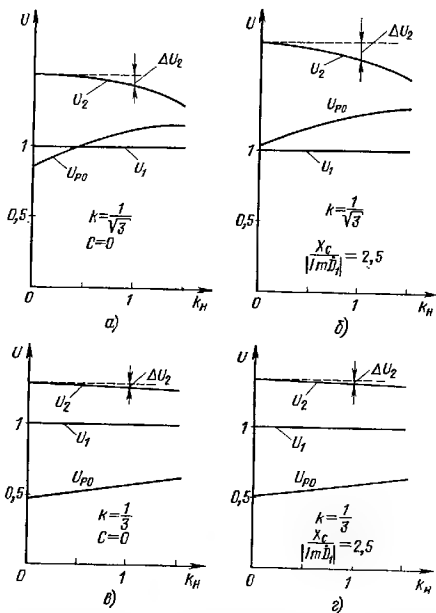


Рис. 11.8. Графики зависимостей напряжения рабочей обмотки и напряжения на выходе АГ от нагрузки при данном значении коэффициента приведения статорных обмоток и переменном емкостном сопротивлении: $k = 1/\sqrt{3}$, $x_c = \infty$ (а); $k = 1/\sqrt{3}$, $x_c = 2,5$ $|I_m \dot{D}_1|$ (б); $k = 1/3$, $x_c = \infty$ (в); $k = 1/3$, $x_c = 2,5$ $|I_m \dot{D}_1|$ (г)

Из сказанного вытекает, что оптимальное соотношение чисел витков статорных обмоток устанавливается с учетом требований по допустимой величине изменения выходного напряжения $\Delta U_{2н}$ и энергетических соображений.

11.9. Модификации схем генераторных установок

Возможны различные модификации схем генераторных установок с асинхронными генераторами, имеющими на статоре две обмотки переменного тока, сдвинутые в пространстве на угол $\frac{\pi}{2}$ эл. рад. Одна из подобных схем [9] приведена на рис. 11.9.

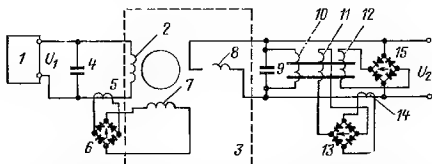


Рис. 11.9. Схема асинхронного генератора с дополнительной статорной обмоткой, включенной на постоянное (выпрямленное) напряжение

На напряжение U_1 задающего генератора 1 включены обмотка возбуждения 2 асинхронного генератора 3 и конденсатор 4. В цепь обмотки возбуждения генератора введен трансформатор тока 5, вторичная обмотка которого через выпрямитель 6 соединяется с дополнительной статорной обмоткой 7. Ротор генератора имеет короткозамкнутую обмотку типа беличьей клетки.

В цепь рабочей обмотки 8 на напряжение U_2 включается нагрузка. Параллельно рабочей обмотке присоединяется регулирующий контур, образованный конденсатором 9 и обмоткой переменного тока 10 дросселя насыщения (ДН), имеющего две обмотки управления — размагничивающую 11 и намагничивающую 12. Размагничивающая обмотка через выпрямитель 13 получает питание от вторичной обмотки трансформатора тока 14. Намагничивающая обмотка получает питание от выпрямителя 15. Зажимы переменного тока выпрямителя находятся под напряжением, действующим на выходе генератора.

Генератор предназначен для работы в области отрицательных скольжений с изменяющейся в некоторых пределах частотой вращения. Минимальная частота вращения выбирается равной синхронной. Если, например, $n_{\min} = 8000$ об/мин, $n_{\max} =$

≈ 9600 об/мин, то при частоте напряжения возбуждения $f_1 \approx 400$ Гц число пар полюсов машины

$$p = \frac{60 f_1}{n_{\min}} = \frac{60 \cdot 400}{8000} = 3,$$

а критическое скольжение по абсолютной величине

$$|s_k| = \left| \frac{n_{\min} - n_{\max}}{n_{\min}} \right| = |0,2|.$$

С другой стороны,

$$|s_k| \approx \frac{r_2'}{x_k} = \frac{r_2'}{x_1 + x_2'}.$$

Параметры генератора, как следует из приведенных соотношений, зависят от диапазона D изменения частоты вращения. Чем больше величина D , тем больше должна быть величина критического скольжения.

Частота и амплитуда напряжения возбуждения поддерживаются постоянными. Если ротор приведен во вращение, а генератор возбужден, то на зажимах рабочей обмотки возникает перемещающееся напряжение. Частота этого напряжения равна частоте задающего генератора 3Г, а величина зависит от параметров машины, частоты вращения и нагрузки.

Очевидно, что для выполнения условия $U_2 = \text{const}$ должны быть предусмотрены устройства, реагирующие на изменение частоты вращения и нагрузки. К первому из них относится дополнительная статорная обмотка 7. Принципиальная схема расположения ее приведена на рис. 11.10.

С помощью обмотки 7 автоматически изменяется насыщение спинки сердечника статора при изменении угловой скорости вращения. Положим, что частота вращения возросла. Электромагнитная мощность обмотки возбуждения также возрастет, что приведет к увеличению тока обмотки и соответственно постоянного (выпрямленного) тока обмотки 7. Насыщение спинки статора усилится и возрастание напряжения U_2 с увеличением частоты вращения будет ограничено.

Кривые зависимости $U_2 = f(s)$ при $U_1 = \text{const}$ и токе нагрузки $I_2 = 0$, полученные опытным путем, приведены на рис. 11.11. Кривая 1 иллюстрирует изменение напряжения при включенной дополнительной обмотке, кривая 2 — то же, но без дополнитель-

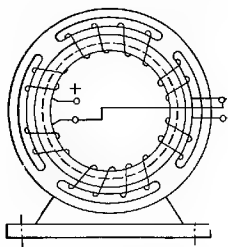


Рис. 11.10. Схема расположения дополнительной статорной обмотки

ной обмотки. Как видно, ординаты кривой 1 ниже ординат кривой 2, т. е. при наличии обмотки 7 изменение напряжения на выходе с изменением частоты вращения существенно ограничивается. В этом и проявляется стабилизирующее действие дополнительной обмотки.

Устройство, реагирующее на изменение нагрузки, состоит из конденсатора 9 и ДН с двумя обмотками управления, включенными встречно. Действие этого устройства основывается на изме-

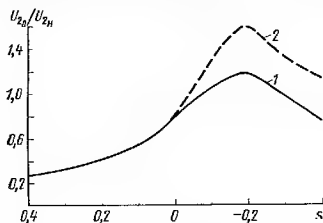


Рис. 11.11. График зависимостей напряжения холостого хода генератора от скольжения при наличии дополнительной статорной обмотки (1) и без нее (2) при $V_1 = \cos \alpha$

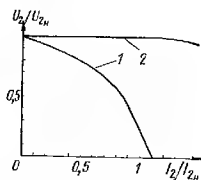


Рис. 11.12. Внешние характеристики асинхронного генератора без регулирующего устройства (1) и с регулирующим устройством (2)

нении индуктивного сопротивления обмоток переменного тока ДН. Так, если ток нагрузки увеличится, то вместе с этим возрастает ток размагничивающей обмотки 11. Насыщение ДН уменьшится, что приведет к увеличению индуктивного сопротивления обмоток переменного тока дросселя. В результате ток ДН ограничится, а ток на выходе регулирующего устройства станет больше. Таким образом, величина напряжения на выходе поддерживается в заданных пределах.

Если к точности стабилизации напряжения предъявляются повышенные требования, то размагничивающую обмотку управления следует питать от усилителя, соединенного с чувствительным элементом, сигналы которого пропорциональны отклонениям напряжения на выходе генератора от номинального. Применение фазочувствительного органа в схеме не предусматривается, т. е. предполагается, что коэффициент мощности нагрузки остается постоянным.

На рис. 11.12 приведены внешние характеристики, полученные для опытного образца асинхронного генератора — без регулирующего устройства (1) и с регулирующим устройством (2).

Активная мощность, генерируемая обмоткой возбуждения 2, и мощность, потребляемая в цепи дополнительной обмотки, в об-

щем случае не равны. Необходимо поэтому, чтобы на участке между ЗГ и АГ активная мощность могла передаваться в любом направлении. Отсюда вытекает, что в качестве ЗГ целесообразно использовать синхронный возбудитель, который в зависимости от нагрузки, включенной в цепь рабочей обмотки, может находиться в двигательном или генераторном режиме, или в режиме синхронного компенсатора. В последнем случае на участке между ЗГ и АГ передается только реактивная мощность. Для ее ограничения в схеме используется конденсатор 4.

Заметим, что в устройствах специального назначения, когда мощность нагрузки не изменяется, сверхсинхронная частота вращения АГ поддерживается постоянной, а мощности со стороны входа генератора связаны соотношениями

$$P_{\text{ОВ}} = P_{\text{д.о.}}; P_{\text{ЗГ}} = 0, \quad (11.91)$$

где $P_{\text{д.о.}}$ — мощность, рассеиваемая в цепи дополнительной обмотки, рассматриваемая генераторная установка может быть использована для получения переменного тока прецизионной частоты.

Точность стабилизации частоты, достигаемая при использовании в системе в качестве задающего генератора синхронного возбудителя, для ряда устройств специального назначения может оказаться недостаточной.

Если нагрузка системы электроснабжения остается постоянной, а активная мощность нагрузки равна электромагнитной мощности АГ, причем реактивная мощность нагрузки практически полностью компенсируется реактивной мощностью статических конденсаторов, то вместо СВ целесообразно использование более совершенного по точности стабилизации частоты задающего генератора. При этом система электроснабжения переходит в режим работы с асинхронным усилителем мощности.

Работа АГ в режиме асинхронного усилителя мощности возможна и при переменной нагрузке. Одна из возможных схем генераторных установок подобного типа приведена на рис. 11.13. Цифрами с 1 по 8 обозначены те же элементы схемы, что и на рис. 11.9. Конкретный тип регулирующего контура 9 на выходе генератора здесь не рассматривается.

Частота вращения генератора изменяется незначительно, т. е. остается практически постоянной. Нагрузочное сопротивление 10, включенное в цепь рабочей обмотки, является переменным.

На напряжение U_1 , кроме обмотки возбуждения 2 и конденсатора 4, включены последовательно соединенные нагрузочное сопротивление 11 (получающее питание от выпрямителя 12) и обмотка переменного тока 13 ДН, имеющего две обмотки управления. Намагничивающая обмотка 14 получает питание от выпрямителя 15, размагничивающая обмотка 16 — от трансформатора тока 17 через выпрямитель 18.

Если имеет место равенство

$$P_{\text{ОВ}} = P_{\text{д.о}} + P_1, \quad (11.92)$$

где P_1 — мощность, выделяемая в сопротивлении 11 (потери в соединительных проводах условимся пренебрегать), то мощность $P_{\text{ЗГ}} = 0$. Так как мощность обмотки возбуждения 2 зависит от нагрузки, включенной в цепь рабочей обмотки, то ее изменение должно быть компенсировано соответствующим изменением мощности P_1 .

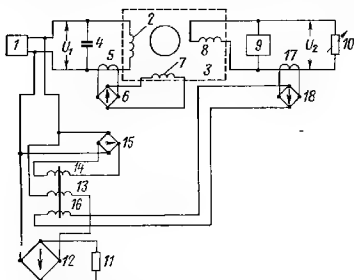


Рис. 11.13. Схема асинхронного генератора, работающего в режиме асинхронного усилителя мощности при переменной нагрузке

Равенство (11.92) может быть достигнуто введеннем обратной связи, посредством которой с увеличением нагрузки насыщение ДН уменьшится, что приводит к уменьшению напряжения на сопротивлении 11 и соответственно — мощности P_1 .

Кривые зависимости активных мощностей статорных обмоток и мощности $P_{\text{АГ}}$ от тока на выходе при условиях $f_1 = \text{const}$, $U_1 = \text{const}$, $\omega_r = \text{const}$, $\cos \varphi_2 = \text{const}$ приведены на рис. 11.14. В пределах нормальных нагрузок мощность $P_{\text{ОВ}}$ изменяется практически по линейному закону, поэтому выполнение равенства (11.92) технических трудностей не вызывает.

Для схем, приведенных на рис. 11.9 и 11.13, характерно наличие дополнительной статорной обмотки 7 , применение которой позволяет ограничить мощность ЗГ и уменьшить пределы регулирования напряжения на выходе асинхронного генератора.

Рассмотрим генераторную установку, предназначенную для осуществления параллельной работы асинхронных генераторов с двумя статорными обмотками, смещенными в пространстве на угол $\frac{\pi}{2}$ эл. рад. [10]. Принципиальная электрическая схема ус-

тановки приведена на рис. 11.15, а на рис. 11.16 — принципиальная электрическая схема регулирующего элемента.

Генераторная установка (см. рис. 11.15) содержит асинхронные генераторы 1 и 2 с короткозамкнутым ротором, рабочие обмотки 3, вспомогательные обмотки 4, конденсаторы 5 и 6, регулирующее устройство 7, устройство управления 8, задающий генератор 9, выключатели 10, 11, 12, 13, 14, нагрузку 15, системы шин 16 и 17.

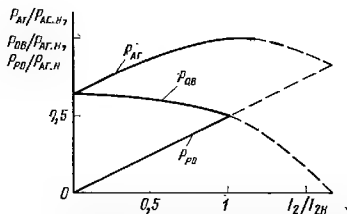


Рис. 11.14. Характеристики мощности асинхронного генератора, включенного по схеме рис. 11.13

Рабочие обмотки 3 служат для питания нагрузки. Вспомогательные обмотки 4 предназначены для улучшения условий включения рабочих обмоток на параллельную работу и для уменьшения уравнивающих токов в цепи рабочих обмоток (возникающих при рассогласовании угловых скоростей вращения генераторов). Конденсаторы 6, включенные на напряжение вспомогательных обмоток, оказывают подмагничивающее действие.

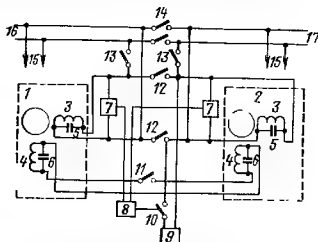


Рис. 11.15. Схема генераторной установки с двумя параллельно работающими асинхронными генераторами

Генераторная установка устанавливается на объектах с постоянной или практически постоянной угловой скоростью вращения приводных двигателей. Она обеспечивает питание нагрузки (при параллельной работе генераторов) в режиме самовозбуждения АГ и в режиме вынужденных колебаний стабильной частоты.

Использование режима самовозбуждения целесообразно, когда угловые скорости вращения приводных двигателей суще-

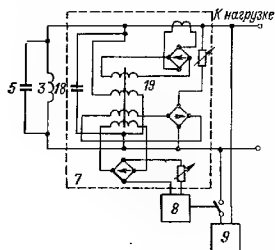


Рис. 11.16. Схема регулирующего элемента генераторной установки (см. рис. 11.15)

результатирующей э. д. с., обусловленной разностью угловых скоростей вращения генераторов, потечет уравнивающий ток, частота которого на холостом ходу

$$f_{0\text{cp}} = \frac{1}{2} (f_{01} + f_0),$$

где f_{01} , f_0 — частоты генераторов на холостом ходу.

При этом частоты напряжения рабочих обмоток генераторов становятся одинаковыми и равными $f_{0\text{cp}}$. Затем рабочие обмотки включаются на параллельную работу. Переходный процесс при этом протекает благоприятно: броски тока незначительны, качания роторов отсутствуют.

Таким образом, в режиме самовозбуждения обмотки 4 улучшают условия включения рабочих обмоток на параллельную работу, а при нагрузке разгружают рабочие обмотки от уравнивательных токов.

Режим вынужденных колебаний стабильной частоты соответствует выходу приводных двигателей на рабочие обороты. При этом с помощью управляющего устройства 8 включается задающий генератор и с помощью регулирующего устройства уменьшается возбуждающая емкость. Выключатели 10, 11, 12,

существенно отличаются от номинальной. В этом случае с помощью управляющего устройства 8 отключается задающий генератор и на напряжение рабочих обмоток, кроме постоянно присоединенных конденсаторов 5, включается дополнительная емкость регулирующего устройства 7, что необходимо для перевода генераторов в режим самовозбуждения.

Перед параллельным включением рабочих обмоток путем замыкания рабочих обмоток путем замыкания выключателя 11 встречно включаются вспомогательные обмотки. В цепи этих обмоток под влиянием

13, 14 замкнуты. На шинах устанавливается напряжение стабильной частоты.

Оптимальный режим работы системы достигается при номинальной или практически номинальной нагрузке. С уменьшением нагрузки задающий генератор нагружается активной мощностью. При уменьшении нагрузки до 50% от номинальной один из генераторов целесообразно отключать.

В качестве задающего генератора можно использовать электронные или полупроводниковые генераторы. При особо жестких требованиях к стабильности частоты рекомендуются задающие генераторы с кварцевой стабилизацией или относительно маломощные синхронные возбудители с индивидуальным приводом.

Устройство управления 8 может быть реализовано в виде известных контактных или бесконтактных блоков.

В качестве регулирующего устройства возможно применение управляемых дросселей или нелинейных конденсаторов (варикондов). На рис. 11.16 показана схема включения регулирующего устройства, выполненного в виде дросселя насыщения с тремя обмотками управления, где 18 — дополнительный конденсатор, 19 — рабочая обмотка дросселя. Магнитодвижущая сила первой обмотки управления, пропорциональная напряжению на зажимах рабочей обмотки, и магнитодвижущая сила второй обмотки управления, пропорциональная сигналу управляющего устройства, действуют согласно. Первая из них выводит рабочую точку дросселя на середину прямолинейной части его вольт-амперной характеристики. При включении задающего генератора сигнал управляющего устройства смещает рабочую точку в область насыщенной части, что позволяет уменьшить эквивалентную емкость.

Третья обмотка управления, м. д. с. которой пропорциональна току нагрузки генератора и направлена встречно по отношению к м. д. с. первых двух обмоток, выполняет стабилизирующие функции.

Необходимо отметить, что в случае необходимости возможно одновременное осуществление обоих режимов на раздельные системы шин.

Кривая выходного напряжения практически синусоидальна, что объясняется фильтрующим действием схемы, настроенной в резонанс с основной гармоникой.

ГЕНЕРАТОРНЫЕ УСТАНОВКИ С АСИНХРОННЫМ ГЕНЕРАТОРОМ ТРЕХФАЗНОГО ТОКА

12. 1. Типы генераторных установок

В качестве основных источников систем электроснабжения летательных аппаратов используются электромашины генераторы, преимущественно синхронные.

Получение напряжения стабильной частоты при переменной частоте вращения приводных авиадвигателей основывается на электрических методах стабилизации (системы с полным и неполным преобразованием энергии) или на применении дополнительных устройств в виде приводов постоянной частоты вращения ИПС.

Генераторная установка ГУ полностью отвечает своему назначению, если она удовлетворяет требованиям надежности, имеет небольшую относительную массу, характеризуется достаточно большим ресурсом и позволяет наиболее просто разрешить проблему параллельной работы источников. Однако существенным недостатком ГУ с синхронными генераторами остается сложность осуществления режима параллельной работы, а ГУ с асинхронными генераторами, возбуждаемыми со стороны ротора токами частоты скольжения, сложность системы стабилизации частоты, обуславливающая понижение надежности.

Создание ГУ, свободных от указанных недостатков, вызывает значительный интерес. Одна из возможностей решения этой проблемы основывается на идее совместного использования асинхронных короткозамкнутых и синхронных машин. При бесконтактном исполнении последних энергетический блок в целом может быть выполнен бесконтактным.

Известны два основных типа трехфазных асинхронно-синхронных генераторных установок, предназначенных для использования на самолетах и вертолетах. К одному из них относятся генераторные установки, в которых электрические машины связаны между собой посредством дополнительного устройства, позволяющего стабилизировать частоту вращения синхронного генератора. К другому генераторные установки без этого дополнительного устройства. Электрические машины таких АСГУ работают с приводом от общего вала.

АСГУ первого типа предложена проф. М. М. Красношапкой [20, часть первая]. Основными ее элементами являются бесконтактный синхронный генератор, асинхронная короткозамкнутая машина с автоматически управляемым дросселем насыщения и дифференциальный редуктор. Эта АСГУ одинаково применима

как при значительном, так и при небольшом диапазоне изменения частоты вращения авиадвигателей АД.

Синхронная машина системы работает только в генераторном режиме. Частота ее вращения по условию получения стабильной частоты поддерживается постоянной. Для асинхронной машины АМ возможны двигательный режим, режим электродинамиче-

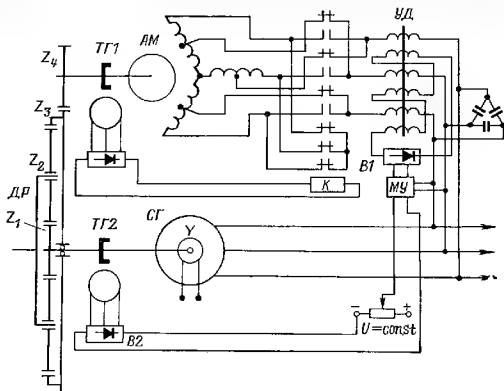


Рис. 12.1. Принципиальная схема АСГУ, предложенной проф. М. М. Красношапкой:

СГ — синхронный генератор; АМ — асинхронная короткозамкнутая машина; ДР — дифференциальный редуктор; УД — управляющий дроссель насыщения; В1 — выпрямитель, питающий обмотку управления УД; МУ — магнитный усилитель системы стабилизации частоты; ТГ1 — тахогенератор системы автоматического переключения статорной обмотки АМ с помощью контактора К; ТГ2 — тахогенератор системы стабилизации частоты; В2 — выпрямитель системы стабилизации частоты.

ского торможения и генераторный режим, причем последний является основным. Частота вращения АМ пропорциональна частоте вращения АД. Для уменьшения потерь скольжения статорная обмотка АМ выполняется полюсопереключаемой.

Принципиальная схема системы применительно к небольшому диапазону изменения угловой скорости вращения АД показана на рис. 12.1. Для ограничения реактивной мощности СГ в схеме предусматривается включение статических конденсаторов.

Постоянство частоты вращения СГ достигается автоматически путем соответствующего регулирования величины электромагнитного момента АМ с помощью УД.

При небольшом диапазоне изменения частоты вращения авиадвигателей АМ используется только в генераторном режи-

ме. При этом активные мощности системы связаны зависимостью

$$P_{AM} + P_{CG} = P, \quad (12.1)$$

где P_{AM} , P_{CG} — электромагнитные мощности генераторов;
 P — активная мощность нагрузки.

Между электромагнитными мощностями генераторов, как показал проф. М. М. Красношапка [20, часть первая], устанавливается следующая зависимость:

$$P_{AM} = i \frac{n_c}{n_{CG}} P_{CG}, \quad (12.2)$$

где $i = \frac{z_2 z_4}{z_1 z_3}$ — передаточное отношение асинхронной машины;

n_c — синхронная частота вращения АМ на данной рабочей ступени;

n_{CG} — частота вращения СГ.

Из приведенных соотношений следует, что:

а) при включении нагрузки осуществляется режим совместной параллельной работы генераторов;

б) в пределах данной рабочей ступени асинхронной машины при постоянной мощности нагрузки электромагнитные мощности генераторов остаются также постоянными, независимыми от скольжения. Поддержание постоянства мощности АМ при переменной частоте ее вращения достигается автоматически путем регулирования напряжения на зажимах машин посредством УД. На этом и основывается идея получения стабильной частоты. Если, например, при условии $P = \text{const}$ частота вращения АД возрастает, то ток управления УД уменьшается, вследствие чего напряжение на обмотках переменного тока дросселя возрастает, а напряжение асинхронного генератора уменьшается.

При переменной нагрузке электромагнитные мощности генераторов также изменяются, однако соотношение мощностей (12.2) остается неизменным.

Данная система генерирования трехфазного тока характеризуется простым, надежным и экономичным ППС, а использование в ней двух машин в генераторном режиме позволяет ограничить мощность основного (синхронного) генератора. Заметим, что последняя особенность вполне правомерна только при небольшом диапазоне изменения частоты вращения авиадвигателей. При значительном диапазоне изменения частоты вращения (самолеты с ТРД) возникает необходимость увеличения числа рабочих ступеней (по условию ограничения потерь скольжения), причем на одной или двух первых ступенях АМ находится в двигательном режиме. В этом случае баланс активных мощностей системы описывается уравнением

$$P_{CG} = P + P_{AM}, \quad (12.3)$$

т. е. расчетная мощность синхронного генератора должна быть больше расчетной мощности нагрузки. Следствием этого является недоиспользование мощности генераторной установки на последних рабочих ступенях, когда обе машины работают в генераторном режиме.

В конце 1970 г. французская фирма *Fabrique par Auxiles* получила патент на асинхронно-синхронную генераторную установку трехфазного тока стабильной частоты [11], основными элементами которой являются синхронный генератор, асинхронная машина и дифференциальный редуктор. От рассмотренной ранее системы генерирования трехфазного тока, предложенной проф. Красношапкой, эта генераторная установка отличается устройством, с помощью которого осуществляется регулирование электромагнитной мощности АМ.

Основные технические данные генераторной установки следующие: напряжение $115/200\text{В} \pm 2\%$, частота $400\text{ Гц} \pm 1\%$. Отношение нижнего предела частоты вращения к верхнему пределу частоты вращения приводных авиадвигателей 1:2. Асинхронная машина используется в следующих режимах: двигательном (первые две ступени диапазона), электродинамического торможения (третья ступень) и генераторном (последние две ступени). Таким образом, общее число рабочих ступеней равно пяти.

Мощность АСГУ на первой ступени диапазона 40 кВ·А, на остальных ступенях 60 кВ·А. Машины и редуктор смонтированы в одном корпусе. Охлаждение машин масляное, циркуляционное, с интенсивностью циркуляции масла 35 л/мин.

Масса генераторной установки без регулирующих устройств и масла составляет 51 кг, что соответствует относительной массе 1,27 кг/(кВ·А) на нижней ступени частоты вращения и 0,835 кг/(кВ·А) на остальных ступенях.

Принципиальная схема генераторной установки приведена на рис. 12.2.

Анализ этой системы генерирования трехфазного тока стабильной частоты позволяет сделать следующие выводы:

1) стремление ограничить потери скольжения асинхронной машины путем увеличения числа рабочих ступеней привело к необходимости использования ее на первых ступенях диапазона в режиме двигателя, т. е. к существенному ограничению мощности на выходе генераторной установки;

2) схема управления блоком силовых тиристорov, посредством которой осуществляются переключения статорных обмоток АМ, для пяти рабочих ступеней получается сложной, что уменьшает ее эксплуатационную надежность;

3) для АСГУ характерно увеличенное потребление реактивной намагничивающей мощности, что обусловлено использованием в ней блока силовых тиристорov и фильтра высших гармоник;

4) асинхронная машина находится под воздействием несинусоидальной системы напряжения, что связано с увеличением потерь и ухудшением использования мощности машин генераторной установки;

5) действенной мерой по снижению относительной массы источников является применение эффективных способов охлаждения, что подтверждается приведенными выше данными по весовым показателям генераторной установки.

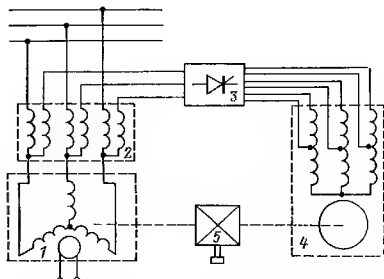


Рис. 12.2. Принципиальная схема АСГУ французской фирмы Fabrique par Luxilec:

1 - синхронный генератор; 2 - фильтр высших гармоник; 3 - блок силовых тиристоров; 4 - асинхронная полусовершаемая машина; 5 - дифференциальный редуктор

Характерной особенностью генераторных установок с дифференциальным редуктором является взаимная обусловленность работы электрических машин, вследствие которой повреждение одной из них приводит к выходу из строя всей генераторной установки.

Рассмотрим трехфазные асинхронно-синхронные генераторные установки другого типа с приводом от общего вала. Основными элементами этих АСГУ являются асинхронная машина с короткозамкнутым ротором, синхронная машина и блок статических конденсаторов. В отличие от рассмотренных систем асинхронная машина используется только в генераторном режиме, тогда как режимы работы синхронной машины (синхронного возбудителя) устанавливаются в зависимости от нагрузки. АСГУ с приводом от общего вала позволяет осуществить (в аварийных ситуациях) отдельную работу каждой машины.

Скольжение асинхронного генератора остается постоянным

(номинальным), не зависящим от нагрузки и отклонений угловой скорости вращения АГ от номинальной:

$$s = \frac{\omega_1 - \omega_{r \text{ эл}}}{\omega_1} = \text{const}, \quad (12.4)$$

где ω_1 — угловая частота переменного напряжения;
 $\omega_{r \text{ эл}}$ — электрическая угловая частота вращения ротора.

Из последнего соотношения вытекает, что скольжение будет сохраняться постоянным и в системах переменного тока изменяющейся частоты. Это объясняется тем, что угловые скорости вра-

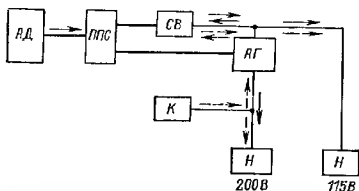


Рис. 12.3 Структурная схема АСГУ [18, часть первая];

АД — авиадвигатель; ППС — привод постоянной частоты вращения; СВ — синхронный возбудитель; АГ — асинхронный генератор; К — статические конденсаторы; Н — нагрузка

щения машин АСГУ пропорциональны. Очевидно, что необходимым условием получения переменного напряжения стабильной частоты является поддержание постоянства (с определенной степенью точности) угловой скорости вращения приводного вала.

Структурная схема системы электроснабжения, предназначенной для самолетов с ТРД, приведена на рис. 12.3.

Сплошными стрелками на схеме обозначены направления передачи активной мощности, пунктирными — реактивной.

Необходимость применения в системе ППС обусловлена тем, что частота вращения ТРД изменяется в широком диапазоне. В отличие от ТРД частота вращения ТВД в рабочих режимах остается практически постоянной (номинальной), а возможные отклонения ее от номинальной не превышают $\pm 1\%$. В режиме малого газа частота вращения ТВД составляет 0,8—0,9 от номинальной, однако этот режим является непродолжительным.

Из приведенных данных следует важный вывод. Для систем электроснабжения самолетов с ТВД при условии пропорциональности частот вращения $n_{\text{сп}} \equiv n_{\text{ад}}$ надобность в ППС отпадает, благодаря чему генераторная установка существенно упро-

щается. При этом легко могут быть выполнены условия получения в рабочих режимах переменного напряжения с достаточной степенью точности стабилизации частоты $\pm 1\%$. В режиме малого газа потребители, нечувствительные к изменению частоты, получают питание непосредственно от генераторной установки, а потребители, чувствительные к ее изменению, — через промежуточные устройства ограниченной мощности — статические преобразователи частоты.

Принципиальная электрическая схема трехфазной генераторной установки приведена на рис. 12.4. Каждую фазу АГ об-

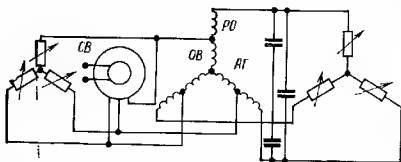


Рис. 12.4. Принципиальная схема АСГУ с приводом электрических машин от общего вала

разуют две обмотки (обмотка возбуждения и рабочая обмотка), включенные согласно и выполненные без сдвига в пространстве.

На вход обмотки возбуждения, соединенной звездой, подается напряжение синхронного возбудителя СВ. Сопротивление нагрузки включается на входное (пониженное) напряжение или в цепь рабочей обмотки (на повышенное напряжение). Возможна также работа АСГУ на нагрузку, включенную на входное и выходное напряжение генератора.

Заметим, что рабочая обмотка не является принципиально необходимой. Она выполняет, по существу, роль вольтодобавочной обмотки, посредством которой становится возможным эксплуатировать статические конденсаторы под оптимальным для них напряжением.

Линейное входное напряжение АГ равно 200 В, что позволяет осуществить электроснабжение потребителей трехфазного тока при напряжениях 115/200 В. Принципиальные электрические схемы одной фазы АСГУ приведены на рис. 12.5.

С применением статических конденсаторов реактивная мощность СВ ограничивается. При этом соотношения реактивных мощностей СВ и статических конденсаторов могут быть различными, а изменение этих соотношений возможно и при постоянной емкости статических конденсаторов. Условимся и далее различать режимы недокомпенсации (реактивная мощность конденсаторов меньше суммарной намагничивающей мощности АГ и

нагрузки), полной компенсации (реактивная мощность СВ равна нулю) и перекомпенсации, когда избыточная реактивная мощность конденсаторов передается в цепь СВ.

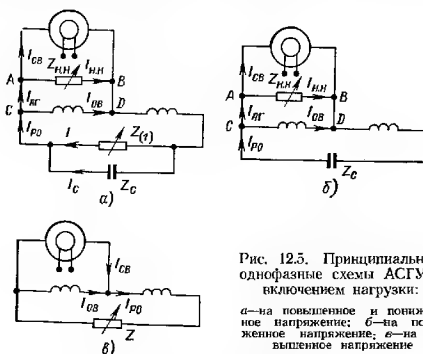


Рис. 12.5. Принципиальные однофазные схемы АСГУ с включением нагрузки:

а—на повышенное и пониженное напряжение; б—на пониженное напряжение; в—на повышенное напряжение

12.2. Общие уравнения трехфазного асинхронного генератора, работающего в симметричном режиме

Обозначив через U_1 напряжение фазы обмотки возбуждения АГ, I_1 — ток обмотки возбуждения, I_2 — ток рабочей обмотки, I_3 — ток обмотки ротора, представим уравнения напряжений генератора, аналогичные системе (11.11), в виде

$$\begin{aligned} j\omega_1 L_1 \dot{I}_1 + r_1 \dot{I}_1 + j\omega_1 M_{12} \dot{I}_2 + j\omega_1 M_{13} \dot{I}_3 &= -\dot{U}_1; \\ j\omega_1 L_2 \dot{I}_2 + r_2 \dot{I}_2 + j\omega_1 M_{12} \dot{I}_1 + j\omega_1 M_{23} \dot{I}_3 + \dot{I}_2 Z &= \dot{U}_1; \\ j\omega_2 L_3 \dot{I}_3 + r_3 \dot{I}_3 + j\omega_2 M_{13} \dot{I}_1 + j\omega_2 M_{23} \dot{I}_2 &= 0, \end{aligned} \quad (12.5)$$

где r_1, r_2, r_3 — соответственно активные сопротивления фазы обмотки возбуждения, рабочей обмотки и обмотки ротора;

L_1, L_2, L_3 — соответственно собственные индуктивности фазы обмотки возбуждения, рабочей обмотки и обмотки ротора;

M_{12} — взаимоиндуктивность между обмоткой возбуждения и рабочей обмоткой;

M_{13} — взаимоиндуктивность между обмоткой возбуждения и обмоткой ротора;

M_{23} — взаимоиндуктивность между рабочей обмоткой и обмоткой ротора;

Z — комплекс внешнего сопротивления в цепи рабочей обмотки, в общем случае состоящего из сопротивления конденсатора Z_C и параллельно присоединенного к нему нагрузочного сопротивления $Z_{(1)}$.

Преобразование системы (12.5) с учетом соотношения $\omega_2 = \omega_1 s$ дает

$$\begin{aligned} jX_1 \dot{I}_1 + r_1 \dot{I}_1 + jx_{12} \dot{I}_2 + jx_{13} \dot{I}_3 &= -\dot{U}_1; \\ jX_2 \dot{I}_2 + r_2 \dot{I}_2 + jx_{12} \dot{I}_1 + jx_{23} \dot{I}_3 + \dot{I}_2 Z &= -\dot{U}_2; \\ jX_3 \dot{I}_3 + \frac{r_3}{s} \dot{I}_3 + jx_{13} \dot{I}_1 + jx_{23} \dot{I}_2 &= 0, \end{aligned} \quad (12.6)$$

где $X_1 = \omega_1 L_1$, $X_2 = \omega_1 L_2$, $X_3 = \omega_1 L_3$ — соответственно синхронное индуктивное сопротивление фазы обмотки возбуждения, рабочей обмотки и обмотки ротора;

$x_{12} = \omega_1 M_{12}$ — индуктивное сопротивление взаимной индукции между обмоткой возбуждения и рабочей обмоткой;

$x_{13} = \omega_1 M_{13}$ — то же между обмоткой возбуждения и обмоткой ротора;

$x_{23} = \omega_1 M_{23}$ — то же между рабочей обмоткой и обмоткой ротора.

Входящие в уравнения (12.6) токи и напряжения имеют одну и ту же угловую частоту ω_1 .

Числа витков обмотки возбуждения и рабочей обмотки в общем случае не равны. Расчетные соотношения упрощаются, если произвести приведение обмоток. Приведем число витков рабочей обмотки к числу витков обмотки возбуждения.

Из равенства м. д. с. $I_2 w_{PO} k_{об, PO} = I_2' w_{OR} k_{об, OR}$ следует, что приведенный ток рабочей обмотки

$$I_2' = I_2 k, \quad (12.7)$$

где $k = \frac{w_{PO} k_{об, PO}}{w_{OR} k_{об, OR}}$ — коэффициент приведения.

На основании равенства потерь

$$m I_2^2 r_2 = m I_2'^2 r_2'$$

определяется активное сопротивление приведенной обмотки

$$r_2' = r_2 \frac{1}{k^2}.$$

Из соотношения

$$\frac{L_2}{L_1} = \frac{(w_{PO} k_{об, PO})^2}{(w_{OR} k_{об, OR})^2},$$

представленного в виде

$$\frac{X_2}{X_1} = k^2,$$

получаем

$$X_2 = X_1 k^2 = X_2' k^2,$$

откуда

$$X_2' = \frac{X_2}{k^2}.$$

Коэффициенты взаимной индукции между обмотками статора и ротора связаны зависимостью

$$\frac{M_{23}}{M_{13}} = \frac{w_{PO} k_{\sigma\delta_1 PO}}{w_{OB} k_{\sigma\delta_1 OB}}.$$

Из этого выражения следует, что

$$M_{23} = M_{13} k = M_{23}' k$$

или

$$X_{23} = X_{13} k = X_{23}' k.$$

Поэтому

$$X_{23}' = \frac{X_{23}}{k} = X_{13}.$$

Из очевидного равенства

$$I_2 X_{12} = I_2' X_{12}'$$

следует, что

$$X_{12}' = X_{12} \frac{1}{k}.$$

Кажущиеся мощности цепи рабочей обмотки должны быть равны:

$$U_{PO} I_2 = U_{PO}' I_2',$$

откуда

$$U_{PO}' = \frac{U_{PO}}{k}. \quad (12.8)$$

Из равенства кажущихся мощностей нагрузки

$$m I_2^2 Z = m I_2'^2 Z'$$

находится приведенное значение сопротивления нагрузки

$$Z' = Z \frac{1}{k^2}.$$

Приведенное напряжение рабочей обмотки численно равно напряжению обмотки возбуждения:

$$U_{PO}' = \frac{U_{PO}}{w_{PO} k_{\sigma\delta_1 PO}} w_{OB} k_{\sigma\delta_1 OB} = U_1 \quad (12.9)$$

и совпадает с ним по фазе. Поэтому для комплексов напряжений

$$\dot{U}'_{\text{PO}} = \dot{U}_1. \quad (12.10)$$

После приведения рабочей обмотки к обмотке возбуждения система уравнений (12.6) преобразуется к виду

$$\begin{aligned} jX_1 \dot{I}_1 + r_1 \dot{I}_1 + jx'_{12} \dot{I}'_2 + jx_{23} \dot{I}_3 &= \dot{U}_1, \\ jX'_2 \dot{I}'_2 + r'_2 \dot{I}'_2 + jx'_{12} \dot{I}_1 + jx_{13} \dot{I}_3 + \dot{I}'_2 Z' &= \dot{U}', \\ jX_3 \dot{I}_3 + \frac{r_3}{s} \dot{I}_3 + jx_{13} \dot{I}_1 + jx_{23} \dot{I}'_2 &= 0. \end{aligned} \quad (12.11)$$

Определив из последнего уравнения ток ротора и затем исключив его из первых двух уравнений, получим

$$\begin{aligned} (r_1 + jX_1 + \dot{G}) \dot{I}_1 + (jx'_{12} + \dot{G}) \dot{I}'_2 &= \dot{U}_1, \\ (r'_2 + jX'_2 + \dot{G} + Z') \dot{I}'_2 + (jx'_{12} + \dot{G}) \dot{I}_1 &= \dot{U}', \end{aligned} \quad (12.12)$$

где комплекс

$$\dot{G} = \frac{x_{13}^2}{\frac{r_3}{s} + jX_3}. \quad (12.13)$$

Введем следующие обозначения:

$$r_1 + jX_1 + \dot{G} = \dot{A}, \quad jx'_{12} + \dot{G} = \dot{C}; \quad r'_2 + jX'_2 + \dot{G} + Z' = \dot{D}.$$

Тогда вместо системы (12.12) будем иметь

$$\dot{A} \dot{I}_1 + \dot{C} \dot{I}'_2 = -\dot{U}_1, \quad \dot{C} \dot{I}_1 + \dot{D} \dot{I}'_2 = \dot{U}'. \quad (12.14)$$

Выражение для напряжения U' может быть представлено также в виде

$$\dot{I}'_2 Z' = \dot{U}_1 - \dot{U}'. \quad (12.15)$$

Решение системы уравнений (12.14) относительно токов дает

$$\dot{I}_1 = -\frac{\dot{U}_1}{k} \cdot \frac{\dot{C} + k\dot{D}}{\dot{A}\dot{D} - \dot{C}^2}, \quad (12.16)$$

$$\dot{I}'_2 = \frac{\dot{U}_1}{k} \cdot \frac{\dot{A} + k\dot{C}}{\dot{A}\dot{D} - \dot{C}^2}. \quad (12.17)$$

По последнему соотношению с учетом формулы (12.7) определяется ток рабочей обмотки

$$\dot{I}_2 = \frac{\dot{U}_1}{k^2} \cdot \frac{\dot{A} + k\dot{C}}{\dot{A}\dot{D} - \dot{C}^2}. \quad (12.18)$$

С другой стороны, выражения для токов I_2' и I_2 могут быть получены непосредственно из выражения (12.15) с учетом формул (12.7) и (12.8):

$$I_2' = \frac{\dot{U}_1}{Z'} \left(\frac{1+k}{k} \right); \quad (12.19)$$

$$I_2 = \frac{\dot{U}_1}{Z'} \left(\frac{1+k}{k^2} \right). \quad (12.20)$$

12.3. Соотношения для токов системы

Для точки разветвления D (см. рис. 12.5, $a, б$) на основании первого закона Кирхгофа

$$I_2 = I_1 + I_{AG} \quad (12.21)$$

и для точки разветвления B

$$I_{AG} = I_{CB} + I_{н.н}, \quad (12.22)$$

где I_{AG} — ток, протекающий по соединительным проводам между AG и нагрузкой, включенной со стороны пониженного напряжения AG ;

$I_{н.н}$ — ток фазы нагрузки при соединении фаз звездой.

Разрешив соотношение (12.21) относительно тока I_{AG} и учитывая зависимости (12.16) и (12.18), будем иметь

$$I_{AG} = \frac{\dot{U}_1}{k^2} \cdot \frac{\dot{A} + 2k\dot{C} + k^2\dot{D}}{\dot{A}\dot{D} - \dot{C}^2}. \quad (12.23)$$

Сопротивление фазы нагрузки $Z_{н.н}$ находится под напряжением сети, равным напряжению U_1 и сдвинутым относительно него по фазе на угол π эл. рад:

$$\dot{U}_{AB} = -\dot{U}_1. \quad (12.24)$$

Следовательно, ток фазы

$$I_{н.н} = -\frac{\dot{U}_1}{Z_{н.н}}. \quad (12.25)$$

Из соотношения (12.21), представленного в виде

$$I_2 = I_1 + I_{CB} + I_{н.н} \quad (12.26)$$

с учетом формул (12.16), (12.20) и (12.25) нетрудно найти выражение для тока синхронного возбудителя

$$I_{CB} = \frac{\dot{U}_1}{k^2} \left| \frac{k^2(\dot{A}\dot{D} - \dot{C}^2) + Z_{н.н}(\dot{A} + 2k\dot{C} + k^2\dot{D})}{Z_{н.н}(\dot{A}\dot{D} - \dot{C}^2)} \right|. \quad (12.27)$$

Ток синхронного возбудителя в общем случае состоит из двух составляющих. Одна из них обусловлена нагрузкой, включенной со стороны пониженного напряжения, другая равна току I_{AG} . И если ток нагрузки $I_{н.н}=0$, т. е. имеет место равенство

$$I_{AG} = I_{CB}, \quad (12.28)$$

то ток СВ определяется непосредственно по формуле (12.23). Связь между токами системы устанавливается при этом соотношением

$$I_2 = I_1 + I_{CB}, \quad (12.29)$$

что соответствует принципиальной схеме, приведенной на рис. 12.5, в.

12.4. Режимы холостого хода и короткого замыкания

Режим, соответствующий номинальным значениям напряжения возбуждения, скольжения и частоты и устанавливающийся в системе, когда цепи нагрузки со стороны повышенного и пониженного напряжения разомкнуты, будем называть режимом холостого хода. Заметим, что это определение является условным, так как, несмотря на отсутствие нагрузки, обе машины нагружены и находятся в каскадном соединении. Одна из них работает генератором, другая — двигателем.

Уравнения напряжений обмотки возбуждения и обмотки ротора АГ в этом случае принимают вид

$$\begin{aligned} jX_1 I_{10} + r_1 I_{10} + jx_{13} I_{30} &= -\dot{U}_1; \\ jX_3 I_{30} + \frac{r_3}{s} I_{30} + jx_{13} I_{10} &= 0. \end{aligned} \quad (12.30)$$

Решение этой системы относительно тока обмотки возбуждения дает

$$I_{10} = -\frac{\dot{U}_1}{r_1 + jX_1 + G} = -\frac{\dot{U}_1}{\dot{A}}. \quad (12.31)$$

Токи обмотки возбуждения АГ и синхронного возбудителя равны и противоположны. Действительно, подставив в соотношении (12.26) $I_2=0$, $I_{н.н}=0$, будем иметь

$$I_{CB0} = -I_{10}.$$

Следовательно,

$$I_{CB0} = \frac{\dot{U}_1}{\dot{A}}. \quad (12.32)$$

Другим предельным режимом является режим короткого замыкания. При трехфазном коротком замыкании в нагрузке, включенной со стороны пониженного напряжения ($Z_{п.н}=0$), напряжение возбуждения АГ становится равным нулю. В этом случае установившийся ток короткого замыкания определяется только параметрами СВ.

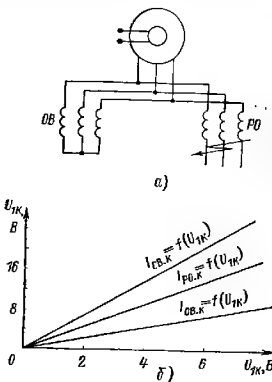
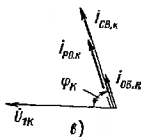


Рис. 12.6. Короткое замыкание в цепи нагрузки повышенного напряжения:

а—принципиальная схема АСГУ при коротком замыкании в цепи нагрузки повышенного напряжения; б—характеристики короткого замыкания; в—векторная диаграмма напряжения и токов



При трехфазном коротком замыкании в нагрузке, включенной в цепь рабочей обмотки (рис. 12.6, а), установившийся ток короткого замыкания обмотки возбуждения АГ

$$i_{1к} = -\frac{\dot{U}_{ОВ.к}}{Z_{1к}} = \frac{\dot{U}_{1к}}{Z_{1к}}, \quad (12.33)$$

где $U_{1к}$ — напряжение, приложенное к обмотке возбуждения АГ со стороны СВ в режиме короткого замыкания;

$Z_{1к} = r_{1к} + jx_{1к}$ — комплекс сопротивления короткого замыкания обмотки возбуждения.

Для установившегося приведенного тока короткого замыкания рабочей обмотки

$$i'_{2к} = -\frac{\dot{U}'_{р0.к}}{Z'_{2к}}, \quad (12.34)$$

или, так как $\dot{U}'_{р0} = \dot{U}_{ОВ}$, $Z'_{2к} = Z_{1к}$, то

$$i'_{2к} = -\frac{\dot{U}_{ОВ.к}}{Z_{1к}}, \quad (12.35)$$

откуда

$$i_{2k} = - \frac{\dot{U}_{OB,k}}{kZ_{1k}} = \frac{\dot{U}_{1k}}{kZ_{1k}}. \quad (12.36)$$

В рассматриваемом случае статорные обмотки АГ оказываются под воздействием одного и того же напряжения, а их токи совпадают по фазе. Сумма этих токов дает ток синхронного возбудителя:

$$i_{CB,k} = i_{1k} = i_{2k}. \quad (12.37)$$

Подставив в последнее выражение значения токов короткого замыкания обмоток АГ, получим

$$i_{CB,k} = \frac{\dot{U}_{1k}}{Z_{1k}} \left(\frac{1+k}{k} \right) \quad (12.38)$$

или

$$i_{CB,k} = -i_{1k} \left(\frac{1+k}{k} \right). \quad (12.39)$$

Из последних соотношений можно установить влияние коэффициента приведения статорных обмоток АГ на динамические свойства схемы. С уменьшением коэффициента приведения они улучшаются. Действительно, если $k=1$, то $i_{CB,k} = 2i_{1k}$, при $k=0.5$ $i_{CB,k} = 3i_{1k}$ и т. д.

Характеристики короткого замыкания экспериментального образца АГ при коэффициенте приведения $k=0.5$ показаны на рис. 12.6, б.

В режиме короткого замыкания асинхронный генератор потребляет активную мощность, компенсирующую потери в машине, и реактивную намагничивающую мощность. Источником той и другой является СВ, что иллюстрируется векторной диаграммой напряжения и токов короткого замыкания, показанной на рис. 12.6, в.

12.5. Включение нагрузки на повышенное и пониженное напряжение асинхронного генератора

Токи системы при включении нагрузки со стороны повышенного и пониженного напряжения АГ связаны между собой зависимостями (12.21) и (12.22). Учитывая, что $I_2 = I_{PO}$, $I_1 = I_{OB}$, будем иметь

$$i_{PO} = i_{OB} + i_{AG}, \quad (12.40)$$

$$i_{AG} = i_{CB} + i_{в.к}, \quad (12.41)$$

причем ток рабочей обмотки определяется соотношением

$$i_{PO} = i_C + i, \quad (12.42)$$

где I_C — ток конденсатора;

I — ток нагрузочного сопротивления.

Для анализа работы ГУ воспользуемся методом векторных диаграмм. Напряжение фазы АГ обозначим через U_2 , причем

$$\dot{U}_2 = \dot{U}_{ОВ} + \dot{U}_{РО} \quad (12.43)$$

$$\text{или} \quad \dot{U}_2 = \dot{I}_{РО} Z. \quad (12.44)$$

Вследствие совпадения напряжений статорных обмоток по фазе справедливо также равенство

$$U_2 = U_{ОВ} + U_{РО}. \quad (12.45)$$

Векторные диаграммы условимся относить к коэффициенту приведения статорных обмоток $k=0,5$. Действующее значение напряжения на входе АГ принято постоянным.

Если цепи нагрузки разомкнуты, то векторная диаграмма напряжений и токов принимает такой вид, как на рис. 12.7, а. При этом АГ и СВ, как было отмечено, образуют соединение в каскад. Первый генерирует активную мощность, второй ее потребляет, активные составляющие токов машин равны и противоположны. Источником реактивной намагничивающей мощности, потребляемой АГ, является СВ, поэтому реактивные составляющие токов машин равны и противоположны.

При включении в цепь рабочей обмотки конденсатора и нагрузочного сопротивления, имеющего активно-индуктивный характер, векторная диаграмма будет такой, как на рис. 12.7, б. Токи статорных обмоток АГ при определенном соотношении сопротивлений в цепи рабочей обмотки совпадают по фазе.

Из диаграммы следует, что

$$U_{ОВ} I_{ОВ} \cos \varphi_{ОВ} + U_{РО} I_{РО} \cos \varphi_{РО} + U_{ОВ} I_{СВ} \cos \varphi_{СВ} - U_2 I \cos \varphi = 0, \quad (12.46)$$

т. е. источником активной мощности в системе является только АГ. Мощность $P_{СВ} < 0$ ($\cos \varphi_{СВ} < 0$), значит она потребляется и определяется теперь только избыточной активной мощностью АГ.

С другой стороны,

$$U_2 I_C + U_{ОВ} I_{СВ} \sin \varphi_{СВ} - (U_{ОВ} I_{ОВ} \sin \varphi_{ОВ} + U_{РО} I_{РО} \sin \varphi_{РО} + U_2 I \sin \varphi) = 0, \quad (12.47)$$

т. е. источниками реактивной намагничивающей мощности являются конденсаторы и СВ (режим недокомпенсации).

Положим, что при постоянной нагрузке в цепи рабочей обмотки на входное напряжение АГ включается нагрузка, имеющая активно-индуктивный характер. По мере ее увеличения потребление реактивной намагничивающей мощности в системе также увеличивается, вследствие чего возрастает реактивная состав-

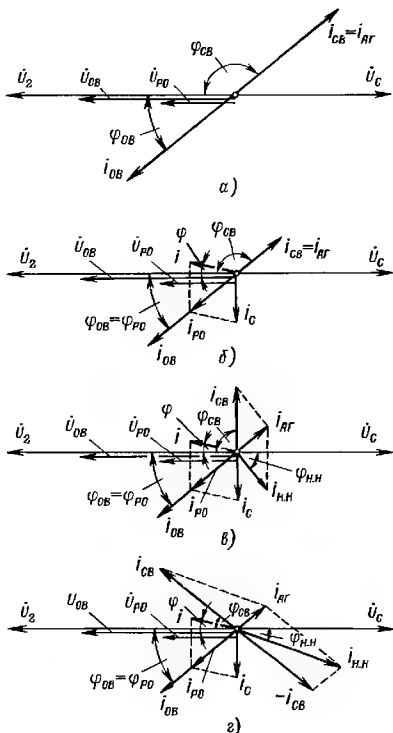


Рис. 12.7. Векторные диаграммы токов и напряжений АСУ:

а—режим холостого хода системы при условии $C=0$; б—включение нагрузки на повышенное напряжение; в—включение нагрузки на повышенное и пониженное напряжение; г—режим совместной работы АГ и СВ на нагрузку повышенного и пониженного напряжения

ляющая тока СВ. Активная составляющая тока СВ, наоборот, будет уменьшаться из-за уменьшения избыточной активной мощности АГ. Вектор тока $\dot{I}_{\text{СВ}}$ поворачивается в положительном направлении вращения векторов. При достижении равенства $P_{\text{АГ}} = P$ он совпадает с положительным направлением оси ординат, что иллюстрируется векторной диаграммой на рис. 12.7, в.

Из диаграммы

$$U_{\text{ОВ}} I_{\text{ОВ}} \cos \varphi_{\text{ОВ}} + U_{\text{РО}} I_{\text{РО}} \cos \varphi_{\text{РО}} - (U_2 I \cos \varphi + U_{\text{с}} I_{\text{н.н}} \cos \varphi_{\text{н.н}}) = 0, \quad (12.48)$$

т. е. электромагнитная мощность АГ полностью выделяется в нагрузку - СВ находится в режиме синхронного компенсатора.

С другой стороны,

$$U_{\text{ОВ}} I_{\text{СВ}} + U_2 I_{\text{С}} - (U_{\text{ОВ}} I_{\text{ОВ}} \sin \varphi_{\text{ОВ}} + U_{\text{РО}} I_{\text{РО}} \sin \varphi_{\text{РО}} + U_2 I \sin \varphi + U_{\text{с}} I_{\text{н.н}} \sin \varphi_{\text{н.н}}) = 0, \quad (12.49)$$

т. е. соотношение реактивных мощностей в системе соответствует режиму недокомпенсации.

Когда $P > P_{\text{АГ}}$, синхронный возбудитель переходит в генераторный режим. Активная составляющая тока СВ совпадает по фазе с напряжением $\dot{U}_1 = \dot{U}_{\text{ОВ}}$ (рис. 12.7, з).

Из диаграммы

$$U_{\text{ОВ}} I_{\text{ОВ}} \cos \varphi_{\text{ОВ}} + U_{\text{РО}} I_{\text{РО}} \cos \varphi_{\text{РО}} + U_{\text{ОВ}} I_{\text{СВ}} \cos \varphi_{\text{СВ}} - (U_2 I \cos \varphi + U_{\text{с}} I_{\text{н.н}} \cos \varphi_{\text{н.н}}) = 0, \quad (12.50)$$

что соответствует режиму совместной параллельной работы источников на нагрузку.

С другой стороны,

$$U_{\text{ОВ}} I_{\text{СВ}} \sin \varphi_{\text{СВ}} + U_2 I_{\text{С}} - (U_{\text{ОВ}} I_{\text{ОВ}} \sin \varphi_{\text{ОВ}} + U_{\text{РО}} I_{\text{РО}} \sin \varphi_{\text{РО}} + U_2 I \sin \varphi + U_{\text{с}} I_{\text{н.н}} \sin \varphi_{\text{н.н}}) = 0, \quad (12.51)$$

т. е. по соотношению реактивных мощностей этот случай аналогичен предыдущему.

12.6. Включение нагрузки на пониженное напряжение асинхронного генератора

Будем полагать, что цепь рабочей обмотки замкнута на конденсаторы емкостью $C = \text{const}$ (см. рис. 12.5, б) и что переменное сопротивление нагрузки $Z_{\text{н.н}}$ имеет активно-индуктивный характер, причем коэффициент мощности нагрузки $\cos \varphi_{\text{н.н}} = \text{const}$.

Для токов системы на основании (12.26)

$$\dot{I}_{\text{РО}} = \dot{I}_{\text{ОВ}} + \dot{I}_{\text{СВ}} + \dot{I}_{\text{н.н}}, \quad (12.52)$$

где $I_{\text{РО}} = I_{\text{С}}$.

В режиме холостого хода связь между токами следующая:

$$I_{PO} - I_{OB} + I_{CB}, \quad (12.53)$$

что вытекает из формул (12.29) и (12.52).

Векторная диаграмма токов и напряжений при $Z_{н.н} = \infty$ приведена на рис. 12.8, а.

Из диаграммы

$$U_{OB} I_{OB} \cos \varphi_{OB} + U_{OB} I_{CB} \cos \varphi_{CB} = 0, \quad (12.54)$$

что соответствует двигательному режиму СВ ($\cos \varphi_{CB} < 0$, $P_{CB} < 0$).

С другой стороны,

$$U_{OB} I_{CB} \sin \varphi_{CB} + U_2 I_C - (U_{OB} I_{OB} \sin \varphi_{OB} + U_{PO} I_{PO}) = 0, \quad (12.55)$$

т. е. СВ потребляет из сети реактивную намагничивающую мощность, источником которой являются статические конденсаторы (режим перекомпенсации).

С появлением нагрузки ток СВ уменьшается. При определенном ее значении реактивная составляющая тока становится равной нулю, что иллюстрируется векторной диаграммой на рис. 12.8, б.

Из диаграммы

$$U_{OB} I_{OB} \cos \varphi_{OB} + U_{OB} I_{CB} \cos \varphi_{CB} - U_C I_{н.н} \cos \varphi_{н.н} = 0, \quad (12.56)$$

т. е. мощность $P_{CB} < 0$, однако теперь она определяется только избыточной мощностью АГ.

С другой стороны,

$$U_2 I_C - (U_{OB} I_{OB} \sin \varphi_{OB} + U_{PO} I_{PO} + U_C I_{н.н} \sin \varphi_{н.н}) = 0, \quad (12.57)$$

т. е. источником реактивной намагничивающей мощности являются лишь статические конденсаторы. Реактивная мощность СВ равна нулю и по проводам, соединяющим возбудитель с нагрузкой, передается только активная мощность. При дальнейшем повышении нагрузки реактивная составляющая тока СВ, изменив свой знак, начинает возрастать, так как для поддержания заданного уровня входного напряжения реактивной мощности конденсаторов оказывается недостаточно. Синхронный возбудитель становится источником реактивной намагничивающей мощности.

В то же время активная составляющая тока СВ уменьшается и при условии, что $P_{AG} = P_{н.н}$, обращается в нуль.

Векторная диаграмма, соответствующая равенству активных мощностей АГ и нагрузки, приведена на рис. 12.8, в.

Из диаграммы

$$U_{OB} I_{OB} \cos \varphi_{OB} - U_C I_{н.н} \cos \varphi_{н.н} = 0, \quad (12.58)$$

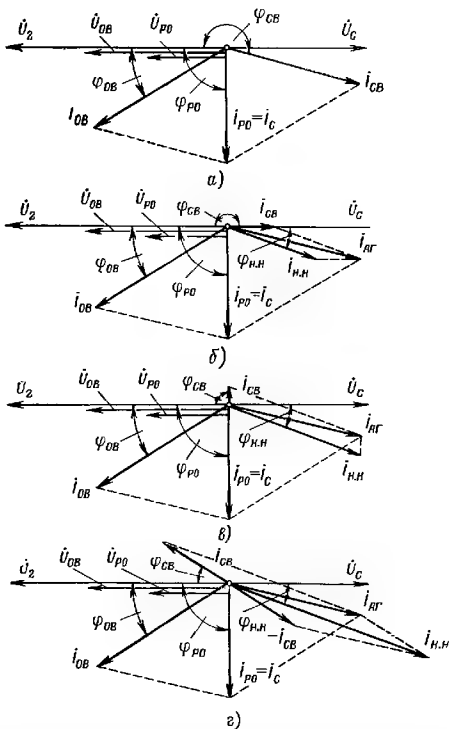


Рис. 12.8. Векторные диаграммы токов и напряжений АСГУ, включенной на нагрузку пониженного напряжения:
а—режим холостого хода; б—нагрузочный режим при $Q_{CB}=0$; в—нагрузочный режим при $P_{CB}=0$; г—режим совместной параллельной работы АГ и СВ на нагрузку

т. е. электромагнитная мощность P_{AG} полностью выделяется в нагрузку ($P_{CB}=0$).

С другой стороны,

$$U_2 I_C + U_{OB} I_{CB} - (U_{OB} I_{OB} \sin \varphi_{OB} + U_{PO} I_{PO} + U_C I_{н.н} \sin \varphi_{н.н}) = 0, \quad (12.59)$$

т. е. источниками реактивной намагничивающей мощности являются конденсаторы и СВ (режим недокомпенсации).

Если с увеличением нагрузки $P_{н.н} > P_{AG}$, то СВ нагружается активной мощностью. Активные составляющие токов СВ и обмотки возбуждения АГ совпадают по фазе (рис. 12.8, з).

Из диаграммы

$$U_{OB} I_{OB} \cos \varphi_{OB} + U_{OB} I_{CB} \cos \varphi_{CB} - U_C I_{н.н} \cos \varphi_{н.н} = 0, \quad (12.60)$$

т. е. активная мощность нагрузки равна суммарной активной мощности АГ и СВ, что соответствует режиму совместной параллельной работы источников. Баланс реактивных мощностей системы описывается уравнением (12.59).

Из анализа векторных диаграмм вытекает, что при определенном значении емкости конденсаторов и изменяющейся нагрузке в системе могут устанавливаться различные соотношения реактивных мощностей, соответствующие режимам перекомпенсации, полной компенсации и недокомпенсации.

Активная мощность АГ остается практически постоянной, а величина и направление активной мощности СВ зависят от нагрузки.

12.7. Включение нагрузки на повышенное напряжение асинхронного генератора

Полагаем, что емкость конденсаторов в цепи рабочей обмотки остается постоянной. Параллельно конденсаторам присоединяется переменное нагрузочное сопротивление $Z_{ВН}$.

Связь между токами системы описывается соотношением

$$\dot{I}_C + \dot{I} = \dot{I}_{OB} + \dot{I}_{CB}, \quad (12.61)$$

где I – ток нагрузочного сопротивления.

В режиме холостого хода ($Z_{ВН} = \infty$, $I_{PO} = I_C$) электрические машины ГУ нагружены одинаковой по величине активной мощностью, передаваемой (за вычетом потерь) на вал приводного двигателя СВ. Баланс активных мощностей системы описывается уравнением (12.54).

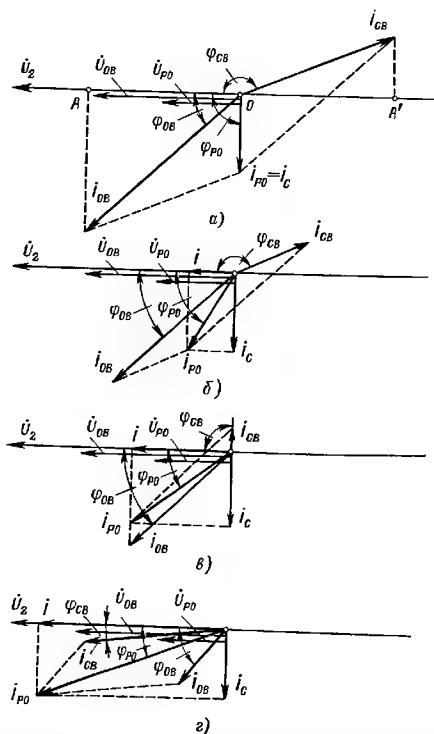


Рис. 12.9. Векторные диаграммы токов и напряжений АСГУ, включенной на нагрузку повышенного напряжения: а—режим холостого хода; б—нагрузочный режим при $P_{CB} < 0$; в—нагрузочный режим при $P_{CB} = 0$; г—режим совместной работы АГ и СВ на нагрузку

Как видно, отрезки OA и OA' , пропорциональные активным составляющим токов СВ и обмотки возбуждения АГ, равны и противоположны.

Связь между реактивными мощностями определяется соотношением (12.55).

Диаграмма на рис. 12.9, а отличается от диаграммы на рис. 12.7, а тем, что относится к случаю включения в цепь АГ емкости, ограничивающей реактивную составляющую тока СВ, а от диаграммы рис. 12.8, а тем, что она по соотношению реактивных мощностей относится к режиму недокомпенсации, так как в данном случае СВ генерирует реактивную намагничивающую мощность ($\sin \varphi_{\text{СВ}} > 0$; $U_1 I_{\text{СВ}} \sin \varphi_{\text{СВ}} > 0$).

Если параллельно конденсаторам включено активное сопротивление, причем имеет место неравенство $P_{\text{АГ}} > P$, то векторная диаграмма токов и напряжений будет такой, как на рис. 12.9, б.

Из диаграммы

$$U_{\text{ОВ}} I_{\text{ОВ}} \cos \varphi_{\text{ОВ}} + U_{\text{РО}} I_{\text{РО}} \cos \varphi_{\text{РО}} + U_{\text{ОВ}} I_{\text{СВ}} \cos \varphi_{\text{СВ}} - U_2 I = 0, \quad (12.62)$$

т. е. источником активной мощности в системе является только асинхронный генератор ($\cos \varphi_{\text{СВ}} < 0$, $P_{\text{СВ}} < 0$).

С другой стороны,

$$U_{\text{ОВ}} I_{\text{СВ}} \sin \varphi_{\text{СВ}} + U_2 I_{\text{С}} - (U_{\text{ОВ}} I_{\text{ОВ}} \sin \varphi_{\text{ОВ}} + U_{\text{РО}} I_{\text{РО}} \sin \varphi_{\text{РО}}) = 0, \quad (12.63)$$

т. е. источниками реактивной намагничивающей мощности являются конденсаторы и СВ.

Векторная диаграмма, соответствующая условию $P_{\text{СВ}} = 0$, приведена на рис. 12.9, в.

Из диаграммы

$$U_{\text{ОВ}} I_{\text{ОВ}} \cos \varphi_{\text{ОВ}} + U_{\text{РО}} I_{\text{РО}} \cos \varphi_{\text{РО}} - U_2 I = 0, \quad (12.64)$$

т. е. активная мощность передается в нагрузку только со стороны асинхронного генератора.

Реактивные мощности системы связаны соотношением

$$U_{\text{ОВ}} I_{\text{СВ}} + U_2 I_{\text{С}} - (U_{\text{ОВ}} I_{\text{ОВ}} \sin \varphi_{\text{ОВ}} + U_{\text{РО}} I_{\text{РО}} \sin \varphi_{\text{РО}}) = 0. \quad (12.65)$$

Режим недокомпенсации еще сохраняется, однако степень недокомпенсации становится меньше. По мере увеличения нагрузки этот эффект усиливается и при некотором ее значении угол $\varphi_{\text{СВ}}$ обращается в нуль, что соответствует режиму полной компенсации. Дальнейшее увеличение нагрузки приводит к сдвигу вектора тока $I_{\text{СВ}}$ относительно вектора напряжения $\dot{U}_{\text{ОВ}}$ в сторону опережения. В системе устанавливается режим перекомпенсации, что показано на рис. 12.9, г.

Из диаграммы

$$U_{\text{ОВ}} I_{\text{ОВ}} \cos \varphi_{\text{ОВ}} + U_{\text{РО}} I_{\text{РО}} \cos \varphi_{\text{РО}} - U_{\text{ОВ}} I_{\text{СВ}} \cos \varphi_{\text{СВ}} - U_2 I = 0, \quad (12.66)$$

т. е. неравенству $P_{AG} < P$ соответствует режим совместной работы источников на нагрузку. Как видно, СВ и обмотка возбуждения АГ, соединенные параллельно, образуют с рабочей обмоткой АГ соединение в каскад.

С другой стороны,

$$U_{OB} I_{CB} \sin \varphi_{CB} + U_2 I_C - (U_{OB} I_{OB} \sin \varphi_{OB} + U_{PO} I_{PO} \sin \varphi_{PO}) = 0, \quad (12.67)$$

т. е. источником реактивной намагничивающей мощности являются только конденсаторы, избыточная реактивная мощность которых передается синхронному возбудителю ($\sin \varphi_{CB} < 0$, $Q_{CB} < 0$).

Переход от режима недокомпенсации к режиму перекомпенсации при условии, что $C = \text{const}$, $Z_{в.н} = R_{в.н}$, объясняется тем, что по мере увеличения нагрузки реактивная намагничивающая мощность АГ уменьшается.

Из анализа векторных диаграмм вытекает, что при любых изменениях режима работы системы, обусловленных изменением нагрузки, СВ выполняет роль автоматически действующего регулятора, компенсирующего дебаланс между активными мощностями АГ и нагрузки и соответственно - между реактивными мощностями.

12.8. Соотношения мощностей

Между основными элементами ГУ асинхронным генератором и синхронным возбудителем — устанавливается определенное соотношение мощностей. Распределение мощностей в системе зависит от напряжения возбуждения и скольжения АГ, величины и характера нагрузки. Будем полагать, что выполняются следующие условия:

$$U_1 = U_{OB} = \text{const}, \quad f_1 = \text{const}, \quad s = \text{const},$$

т. е. что угловые скорости вращения машин остаются постоянными, соответствующими определенному номинальному значению отрицательного скольжения АГ.

Для комплексной мощности трехфазного АГ с двумя статорными обмотками

$$\dot{S}_{AG} = 3\dot{U}_{OB} \dot{I}_{OB}^* + 3\dot{U}_{PO} \dot{I}_{PO}^*. \quad (12.68)$$

Здесь * — знак сопряженной величины.

Учитывая равенства

$$\dot{U}_{PO} \dot{I}_{PO} = \dot{U}_{PO}' \dot{I}_{PO}'; \quad \dot{U}_{PO}' = \dot{U}_{OB},$$

представим соотношение (12.68) в виде

$$\dot{S}_{AG} = 3\dot{U}_{OB} (\dot{I}_{OB}' - \dot{I}_{PO}'), \quad (12.69)$$

где, как следует из формул (12.16) и (12.17),

$$\dot{I}_{\text{OB}}^* = -\frac{\dot{U}_{\text{OB}}^*}{k} \cdot \frac{\dot{C} + k\dot{D}^*}{\dot{A}\dot{D}^* - \dot{C}^2}, \quad (12.70)$$

$$\dot{I}_{\text{PO}}^* = \frac{\dot{U}_{\text{OB}}^*}{k} \cdot \frac{\dot{A} - k\dot{C}^*}{\dot{A}\dot{D}^* - \dot{C}^2}. \quad (12.71)$$

Учитывая, что $\dot{U}_{\text{OB}}^* \dot{I}_{\text{OB}}^* = U_{\text{OB}}^2 = U_1^2$, после подстановки значений сопряженных комплексов токов $\dot{I}_{\text{OB}}^*$ и $\dot{I}_{\text{PO}}^*$ в выражение (12.69) и преобразований получим

$$\dot{S}_{\text{AG}} = \frac{3U_{\text{OB}}^2}{k} \cdot \frac{\dot{N}(1-k) - k\dot{Z}'}{\dot{A}\dot{D}^* - \dot{C}^2}, \quad (12.72)$$

где

$$\dot{N} = r_1 + j(X_1 - x'_{12}).$$

Активная мощность АГ равна действительной части комплексной мощности:

$$P_{\text{AG}} = \frac{3U_{\text{OB}}^2}{k} \operatorname{Re} \frac{\dot{N}(1-k) - k\dot{Z}'}{\dot{A}\dot{D}^* - \dot{C}^2}. \quad (12.73)$$

Заметим, что $\operatorname{Re} \frac{\dot{N}(1-k) - k\dot{Z}'}{\dot{A}\dot{D}^* - \dot{C}^2} > 0$. Это указывает на режим генерирования активной мощности ($P_{\text{AG}} > 0$).

Для реактивной намагничивающей мощности АГ на основании формулы (12.72)

$$Q_{\text{AG}} = \frac{3U_{\text{OB}}^2}{k} \operatorname{Im} \frac{\dot{N}(1-k) - k\dot{Z}'}{\dot{A}\dot{D}^* - \dot{C}^2}, \quad (12.74)$$

причем $\operatorname{Im} \frac{\dot{N}(1-k) - k\dot{Z}'}{\dot{A}\dot{D}^* - \dot{C}^2} < 0$, т. е. АГ является потребителем реактивной намагничивающей мощности.

Баланс активных мощностей системы выражается уравнением

$$P_{\text{AG}} + P_{\text{CB}} = P,$$

где $P = P_{\text{в.н}} + P_{\text{ц.н}}$ — мощность, выделенная в нагрузку. Решение этого уравнения относительно активной мощности СВ с учетом выражения (12.73) дает

$$P_{\text{CB}} = -\frac{3U_{\text{OB}}^2}{k} \operatorname{Re} \frac{\dot{N}(1-k) - k\dot{Z}'}{\dot{A}\dot{D}^* - \dot{C}^2} \left[1 - \frac{P}{\frac{3U_{\text{OB}}^2}{k} \operatorname{Re} \frac{\dot{N}(1-k) - k\dot{Z}'}{\dot{A}\dot{D}^* - \dot{C}^2}} \right], \quad (12.75)$$

г. е. мощность $P_{\text{СВ}}$ может принимать как положительные, так и отрицательные значения или становиться равной нулю. Величина ее и направление зависят от отношения $\frac{P}{P_{\text{АГ}}}$.

Баланс реактивных мощностей системы в общем случае описывается уравнением (11.76). Без использования конденсаторов уравнение баланса реактивных мощностей принимает вид

$$Q_{\text{СВ}} - Q_{\text{АГ}} + Q,$$

где мощность $Q_{\text{АГ}}$ определяется по формуле (12.74).

Из последнего выражения вытекает, что при активно-индуктивном характере нагрузки источником реактивной намагничивающей мощности в системе является только СВ.

Если цепи нагрузки разомкнуты ($I_{\text{Р0}}=0$, $I_{\text{В.Н}}=0$), то для комплексной мощности АГ вместо формулы (12.68) будем иметь

$$\dot{S}_{\text{АГ0}} = 3U_{\text{ОВ}}^2 \dot{I}_{\text{ОВ0}}^*, \quad (12.76)$$

где

$$\dot{I}_{\text{ОВ0}} = - \frac{\dot{U}_{\text{ОВ}}}{r_1 - jX_1 + \dot{G}},$$

что следует из выражения (12.31).

Таким образом,

$$\dot{S}_{\text{АГ0}} = -3U_{\text{ОВ}}^2 \frac{1}{r_1 - jX_1 + \dot{G}}. \quad (12.77)$$

Следовательно, для активной мощности асинхронного генератора в режиме холостого хода

$$P_{\text{АГ0}} = -3U_{\text{ОВ}}^2 \operatorname{Re} \frac{1}{r_1 - jX_1 + \dot{G}}. \quad (12.78)$$

Соответственно для реактивной намагничивающей мощности генератора

$$Q_{\text{АГ0}} = -3U_{\text{ОВ}}^2 \operatorname{Im} \frac{1}{r_1 - jX_1 + \dot{G}}. \quad (12.79)$$

Мощности АГ и СВ при условии, что $I_{\text{Р0}}=0$, $I_{\text{В.Н}}=0$, равны и противоположны. Поэтому комплексная мощность СВ и ее составляющие определяются из выражений

$$\dot{S}_{\text{СВ0}} = 3U_{\text{ОВ}}^2 \frac{1}{r_1 - jX_1 + \dot{G}}; \quad (12.80)$$

$$P_{\text{СВ0}} = 3U_{\text{ОВ}}^2 \operatorname{Re} \frac{1}{r_1 - jX_1 + \dot{G}}; \quad (12.81)$$

$$Q_{\text{СВ0}} = 3U_{\text{ОВ}}^2 \operatorname{Im} \frac{1}{r_1 - jX_1 + \dot{G}}. \quad (12.82)$$

В приведенных соотношениях

$$\operatorname{Re} \frac{1}{r_1 - jX_1 + \dot{G}} < 0, \operatorname{Im} \frac{1}{r_1 - jX_1 + \dot{G}} > 0,$$

т. е. источником активной мощности при каскадном соединении машин является АГ, а реактивной намагничивающей мощности — СВ.

При коротком замыкании в нагрузке, включенной в цепь рабочей обмотки ($Z' = 0, Z_{\text{н.л}} = \infty$), обе статорные обмотки АГ оказываются под воздействием одного и того же напряжения, поэтому выражение (12.69) для комплексной мощности АГ принимает вид

$$\dot{S}_{\text{АГ.к}} = 3\dot{U}_{\text{ОВ.к}} (\dot{I}_{\text{ОВ.к}}^* + \dot{I}_{\text{РО.к}}^*), \quad (12.83)$$

где

$$\dot{I}_{\text{ОВ.к}}^* = -\frac{\dot{U}_{\text{ОВ.к}}^*}{\dot{Z}_{\text{lk}}}; \quad \dot{I}_{\text{РО.к}}^* = -\frac{\dot{U}_{\text{ОВ.к}}^*}{k\dot{Z}_{\text{lk}}},$$

что следует из формул (12.33) и (12.36).

После подстановки значений сопряженных комплексов токов статорных обмоток в выражение (12.83) получим

$$\dot{S}_{\text{АГ.к}} = -3 \frac{1+k}{k} \frac{U_{\text{ОВ.к}}^2}{\dot{Z}_{\text{lk}}^*}, \quad (12.84)$$

откуда

$$P_{\text{АГ.к}} = -3 \frac{1+k}{k} U_{\text{ОВ.к}}^2 \operatorname{Re} \frac{1}{\dot{Z}_{\text{lk}}^*}; \quad (12.85)$$

$$Q_{\text{АГ.к}} = -3 \frac{1+k}{k} U_{\text{ОВ.к}}^2 \operatorname{Im} \frac{1}{\dot{Z}_{\text{lk}}^*}. \quad (12.86)$$

В рассматриваемом режиме электрические машины ГУ также образуют соединение в каскад. Поэтому комплексная мощность СВ

$$\dot{S}_{\text{СВ.к}} = 3 \frac{1+k}{k} \frac{U_{\text{ОВ.к}}^2}{\dot{Z}_{\text{lk}}^*}, \quad (12.87)$$

откуда

$$P_{\text{СВ.к}} = 3 \frac{1+k}{k} U_{\text{ОВ.к}}^2 \operatorname{Re} \frac{1}{\dot{Z}_{\text{lk}}^*}; \quad (12.88)$$

$$Q_{\text{СВ.к}} = 3 \frac{1+k}{k} U_{\text{ОВ.к}}^2 \operatorname{Im} \frac{1}{\dot{Z}_{\text{lk}}^*}. \quad (12.89)$$

В приведенных соотношениях $\operatorname{Re} \frac{1}{\dot{Z}_{\text{lk}}^*} > 0, \operatorname{Im} \frac{1}{\dot{Z}_{\text{lk}}^*} > 0$, т. е.

в режиме короткого замыкания синхронный возбудитель является источником активной мощности и реактивной намагничивающей мощности.

12.9. Изменение режимов работы синхронного возбудителя

С изменением параметров внешней цепи режимы работы СВ по активной мощности (двигательный, генераторный, режим синхронного компенсатора) и реактивной мощности (недо-

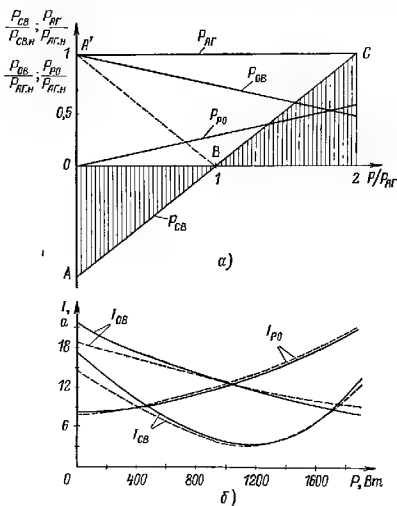


Рис. 12.10. Характеристики мощностей (а) и кривые зависимости токов АСИУ от нагрузки (б):

— опыт; — — расчет

компенсации, полной компенсации, перекомпенсации) устанавливаются автоматически и независимо один от другого.

Величина и направление активной мощности СВ, как следует из формулы (11.55), зависят только от отношения активных мощностей нагрузки и АГ. И, так как при условии, что $U_1 = \text{const}$, $f_1 = \text{const}$, $s = \text{const}$, активная мощность АГ не изменяется, то

мощность P_{CB} становится линейной функцией активной мощности нагрузки.

Характеристика активной мощности СВ приведена на рис. 12.10, а (прямая ABC). Там же показаны характеристики активных мощностей асинхронного генератора и его статорных обмоток. Последние относятся к случаю включения нагрузки на повышенное напряжение АГ.

При значении отношения $P/P_{AG}=1$ характеристика активной мощности СВ пересекает ось абсцисс. До этого значения ординаты характеристики имеют отрицательный знак, что указывает на двигательный режим СВ. Наоборот при $P/P_{AG}>1$ они положительны (генераторный режим СВ).

Если зависимость $P_{CB}=f(P/P_{AG})$ представить в виде функции численных значений мощности P_{CB} от нагрузки, то ее ветвь АВ займет положение $A'B$. При этом характеристика активной мощности СВ принимает V-образный вид.

Зависимость тока СВ от нагрузки выражается U-образной кривой (рис. 12.10, б). Для сравнения на рис. 12.10, б показаны кривые токов статорных обмоток АГ, соответствующие случаю включения нагрузки на повышенное напряжение. Пунктирными линиями показаны кривые токов, полученные расчетом для экспериментальной генераторной установки.

Величина и направление реактивной мощности СВ при заданном уровне напряжения ($U_1=\text{const}$) вполне определяются величиной отношения суммарной намагничивающей мощности потребителей (АГ и нагрузки) к реактивной мощности статических конденсаторов. В этом нетрудно убедиться, разрешив уравнение баланса реактивных мощностей системы

$$Q_{CB} + Q_C - Q_{AG} \pm Q$$

относительно реактивной мощности СВ:

$$Q_{CB} = -Q_C \left(1 - \frac{Q'}{Q_C}\right). \quad (12.90)$$

Здесь суммарная реактивная намагничивающая мощность АГ и нагрузки

$$Q' = Q_{AG} + Q$$

для активно-индуктивной нагрузки

или

$$Q' = Q_{AG} - Q$$

для активно-емкостной нагрузки.

В частном случае работы АСГУ на активную нагрузку вместо формулы (12.90) будем иметь

$$Q_{CB} = -Q_C \left(1 - \frac{Q_{AG}}{Q_C}\right). \quad (12.91)$$

Реактивная мощность статических конденсаторов при отмеченных условиях и емкости $C = \text{const}$ остается постоянной. Поэтому характеристика реактивной мощности СВ является линейной функцией суммарной намагничивающей мощности Q' . На рис. 12.11, а она изображается прямой ABC .

При активно-индуктивной нагрузке и неравенстве $Q_C > Q_{\text{аг}}$ характеристика реактивной мощности СВ пересекает ось абсцисс в точке, соответствующей отношению $Q'/Q_C = 1$ (режим полной компенсации). Если $Q'/Q_C < 1$, то ординаты характеристики отрицательны, — в цепь СВ передается избыточная реактивная мощность конденсаторов (режим перекомпенсации). Наоборот, для $Q'/Q_C > 1$ ординаты характеристики реактивной мощности СВ положительны — СВ становится источником реактивной намагничивающей мощности (режим недокомпенсации).

В рассмотренном случае (рис. 12.11, а) изменение режимов СВ по реактивной мощности обусловлено изменением тока нагрузки. Однако такой же эффект возможен и при постоянной нагрузке ($Q' = \text{const}$), что иллюстрируется графическим построением, показанным на рис. 12.11, б. Характеристика реактивной мощности СВ (прямая ABC) пересекает ось абсцисс в точке В. Изменение режимов работы СВ по реактивной мощности здесь достигается путем регулирования тока конденсаторов (мощности Q_C).

Ординатам треугольника KHM выражается избыточная реактивная мощность конденсаторов, а ординатами треугольника BDC — та же реактивная мощность, поступающая в цепь СВ.

Если зависимость $Q_{\text{св}} = f(Q'/Q_C)$ представить в виде функции численных значений мощности $Q_{\text{св}}$ от нагрузки, то ее ветвь

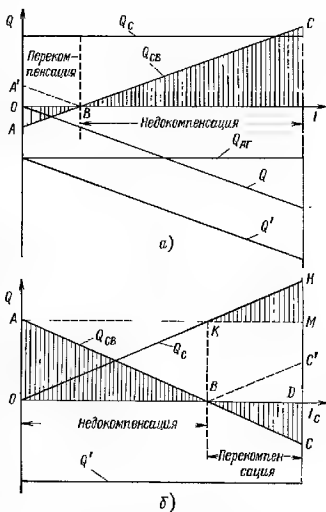


Рис. 12.11. Изменение режимов работы СВ по реактивной мощности при изменении емкости конденсаторов (а), активно-индуктивной нагрузки (б)

AB (см. рис. 12.11, a) займет положение $A'B$, а ветвь BC на рис. 12.11, b — положение BC' . При этом характеристика реактивной мощности CB принимает V-образный вид.

В случае работы АСГУ на активную нагрузку характеристика реактивной мощности CB , как следует из формулы (12.91), выражается прямой, параллельной оси абсцисс и расположенной выше (при $Q_C > Q_{AG}$) или ниже (при $Q_C < Q_{AG}$) ее. Очевидно, что при полной компенсации ($Q_C = Q_{AG}$) характеристика реактивной мощности CB будет совпадать с осью абсцисс.

12.10. Коэффициент полезного действия АСГУ

Коэффициент полезного действия асинхронно-синхронной генераторной установки определяется отношением полезной мощности P к мощности P_1 на входе генераторной установки:

$$\eta_{г.у} = \frac{P}{P_1}. \quad (12.92)$$

Пренебрегая потерями в конденсаторах, как несущественными, получим следующее выражение для мощности на входе АСГУ:

$$P_1 = P_{AG} + P_{CB} + \sum \Delta P_{AG} + \sum \Delta P_{CB}, \quad (12.93)$$

где $\sum \Delta P_{AG}$ — сумма потерь АГ;

$\sum \Delta P_{CB}$ — сумма потерь СВ.

Входящая в это выражение сумма электромагнитных мощностей машин является алгебраической ($P/P_{AG} < 1$) или арифметической ($P/P_{AG} > 1$). В частном случае, когда $P/P_{AG} = 1$, она становится равной электромагнитной мощности АГ. Однако во всех случаях сумма электромагнитных мощностей АГ и СВ дает величину мощности, выделенной в нагрузке: $P_{AG} + P_{CB} = P$. Поэтому выражение для к.п.д. АСГУ удобнее представить в виде

$$\eta_{г.у} = \frac{P}{P + \sum \Delta P_{AG} + \sum \Delta P_{CB}}, \quad (12.94)$$

или

$$\eta_{г.у} = \frac{P}{P + \sum \Delta P_{г.у}}, \quad (12.95)$$

где $\sum \Delta P_{г.у}$ — сумма потерь машин генераторной установки.

Из последних выражений следует, что для определения к.п.д. АСГУ достаточно знать потери ее машин, соответствующие той или иной нагрузке. Заметим, что при принятых условиях ($U_1 = \text{const}$, $f_1 = \text{const}$, $s = \text{const}$) потери АГ остаются постоянными и только переменные потери СВ изменяются с изменением нагрузки.

Рассмотрим пример построения зависимости $\eta_{г.у} = f(P)$ для генераторной установки со следующими данными: $P_{АГ.н} = 20$ кВт, $P_{СВ.н} = 40$ кВт. При этом АСГУ работает на нагрузку с расчетной мощностью $P = 48$ кВт. Потери машин заданы в виде функции $\Sigma \Delta P_{г.у} = f(P)$.

Построение кривой к. п. д. легко понять из рис. 12.12, на котором по оси ординат отложены значения электромагнитных

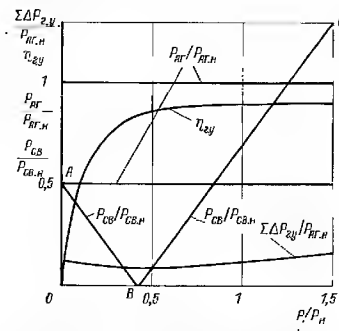


Рис. 12.12. Построение кривой к. п. д. АСГУ по заданным характеристикам мощности машин и кривой зависимости потерь генераторной установки от нагрузки

мощностей $P_{АГ}$, $P_{СВ}$ и суммы потерь $\Sigma \Delta P_{г.у}$, выраженные в относительных величинах, а по оси абсцисс полезная мощность нагрузки, отнесенная к расчетной мощности $P = 48$ кВт.

Зависимость $P_{АГ} = f(P_{АГ.н})$ представляет собой прямую, параллельную оси абсцисс. Характеристика мощности СВ, построенная по соотношению (11.55), представлена в виде V-образной кривой ABC.

Задаваясь произвольными значениями полезной мощности, нетрудно убедиться в справедливости соотношения $P = P_{АГ} + P_{СВ}$. При этом необходимо учитывать, что для диапазона нагрузок, соответствующих участку ОВ на оси абсцисс, мощность $P_{СВ}$ берется со знаком «—».

Построение кривой к.п.д. производится по формуле (12.95) с использованием характеристик мощности машин и зависимости $\Sigma \Delta P_{г.у} = f(P)$. Как видно, к.п.д. АСГУ остается довольно высоким в широком диапазоне изменения нагрузки.

Высокие значения к.п.д. в режимах перегрузок объясняются характером изменения активной мощности СВ. Заметим, что в рассмотренном случае при кратковременной полуторной перегрузке системы мощность синхронного возбудителя составляет не более $1,3 P_{\text{СВ.н}}$.

Глава 13

ПАРАЛЛЕЛЬНАЯ РАБОТА ГЕНЕРАТОРНЫХ УСТАНОВОК

13.1. Особенности параллельной работы АСГУ

Как было показано ранее, электромагнитная мощность АГ в режиме холостого хода системы ($P=0$) передается в сеть СВ, что соответствует каскадному соединению машин. При $P=P_{\text{АГ}}$ она полностью выделяется в нагрузку, а при $P>P_{\text{АГ}}$ обе машины генераторной установки генерируют в сеть активную мощность, что соответствует их параллельному соединению. Однако работа ГУ автономной системы остается раздельной.

Более эффективно совместное использование нескольких ГУ, асинхронные генераторы которых, соединенные параллельно, возбуждаются от одного синхронного возбудителя. Если СВ, соединенный с первым АД, выполняет роль синхронного возбудителя системы, то СВ с приводом от других АД находятся в резерве. Первая ГУ является в данном случае основной.

К достоинствам рассматриваемых асинхронно-синхронных генераторных установок относится простота осуществления режима их параллельной работы. Применения синхронизирующих устройств здесь не требуется. Если АГ приведен во вращение, то единственным условием включения его на параллельную работу с сетью является правильность порядка чередования фаз генератора.

К асинхронным генераторам в отличие от синхронных не предъявляются жесткие требования в отношении угловых скоростей вращения. Так как частота переменного напряжения задается синхронным возбудителем системы, то наличие рассогласования угловых скоростей вращения асинхронных генераторов обуславливает только неравенство их скольжений. При этом генераторы нагружаются неравномерно, однако их совместная параллельная работа остается устойчивой.

13.2. Определение области номинальных скольжений

Неравенство угловых скоростей вращения АГ, включенных параллельно, может стать причиной опасного перегрева машины, работающей со скольжением $|s|>|s_n|$. Отвечающее этому неравенству отношение s/s_n меньше у генератора с повышенным номинальным скольжением.

Примем для упрощения, что $p_{\Lambda\Gamma} = p_{\Sigma}$. Тогда на основании формулы (13.3)

$$\begin{aligned} s_1 &= 1 - \frac{\omega_{\Lambda\Gamma 1}}{\omega_{\Sigma 1}}, \\ &\dots \dots \dots \\ s_i &= 1 - \frac{\omega_{\Lambda\Gamma i}}{\omega_{\Sigma i}}, \\ &\dots \dots \dots \end{aligned} \quad (13.4)$$

Скольжение асинхронного генератора основной ГУ, как следует из формул (13.4) и (13.2), при отклонениях угловой скорости вращения от номинальной остается номинальным:

$$s_1 = s_N = \text{const.} \quad (13.5)$$

Изменение угловой скорости вращения СВ основной ГУ будет сопровождаться только пропорциональным изменением частоты.

Скольжение $\Lambda\Gamma$ i -й ГУ зависит от соотношения угловых скоростей вращения $\omega_{\Lambda\Gamma i}$ и $\omega_{\Sigma i}$. Если $\omega_{\Lambda\Gamma i} = \omega_{\Sigma i}$, то $\omega_{\Lambda\Gamma i} = \omega_{\Sigma i}$ и $s_i = s_1 = s_N$. Если же $\omega_{\Lambda\Gamma i} \neq \omega_{\Sigma i}$, то скольжение s_i отличается от номинального. Рассогласование угловых скоростей вращения выражается неравенствами

$$\omega_{\Lambda\Gamma i} < \omega_{\Sigma i}; \quad (13.6)$$

$$\omega_{\Lambda\Gamma i} > \omega_{\Sigma i}. \quad (13.7)$$

Из первого неравенства следует, что возможны различные соотношения угловых скоростей вращения $\Lambda\Gamma$ i -й ГУ и СВ основной ГУ:

- 1) $\omega_{\Sigma i} < \omega_{\Lambda\Gamma i}$,
 - 2) $\omega_{\Sigma i} = \omega_{\Lambda\Gamma i}$,
 - 3) $\omega_{\Sigma i} > \omega_{\Lambda\Gamma i}$.
- (13.8)

В первом случае скольжение s_i остается отрицательным, однако $|s_i| < |s_N|$, поэтому мощность генератора i -й генераторной установки не используется.

Во втором случае электромагнитная мощность генератора становится равной нулю ($s_i = 0$). В третьем случае машина находится в режиме потребления активной мощности, т. е. в двигательном режиме ($s_i > 0$). В результате использование мощности остальных генераторов системы ухудшается.

Таким образом, если рассогласование угловых скоростей вращения генераторов возникает вследствие неравенства (13.6), то по условию улучшения использования мощности генератор i -й генераторной установки должен оставаться в области отрицательных скольжений.

Угловые скорости вращения машины генераторной установки, как видно из принципиальной кинематической схемы (рис. 13.1), связаны зависимостью

$$i_{AG} \omega_{AG} = i_{CB} \omega_{CB}, \quad (13.9)$$

откуда

$$\omega_{AG} = \frac{i_{CB}}{i_{AG}} \omega_{CB}, \quad (13.10)$$

где i_{AG} , i_{CB} — соответственно передаточные отношения асинхронного генератора и синхронного возбудителя.

Выразим угловую скорость вращения СВ через номинальную угловую скорость:

$$\omega_{CB} = \omega_{CB,n} (1 \pm \Delta \omega_{AD}), \quad (13.11)$$

где $\Delta \omega_{AD}$ — отклонение угловой скорости вращения приводного вала от номинальной, выраженное в долях номинальной угловой скорости вращения.

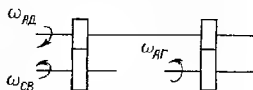


Рис. 13.1. Кинематическая схема генераторной установки с приводом от общего вала

В предельных режимах

$$\omega_{CB, \max} = \omega_{CB,n} (1 + \Delta \omega_{AD, \max}), \quad (13.12)$$

$$\omega_{CB, \min} = \omega_{CB,n} (1 - \Delta \omega_{AD, \max}), \quad (13.13)$$

где

$$\Delta \omega_{AD, \max} = \frac{\omega_{AD, \max} - \omega_{AD, \min}}{\omega_{AD, \max} - \omega_{AD, \min}}, \quad (13.14)$$

или соответственно

$$\Delta n_{AD, \max} = \frac{n_{AD, \max} - n_{AD, \min}}{n_{AD, \max} + n_{AD, \min}}. \quad (13.15)$$

Для угловых скоростей вращения АГ в предельных режимах на основании формул (13.10), (13.12), (13.13) получим

$$\omega_{AG, \max} = \frac{i_{CB}}{i_{AG}} \omega_{CB,n} (1 + \Delta \omega_{AD, \max}); \quad (13.16)$$

$$\omega_{AG, \min} = \frac{i_{CB}}{i_{AG}} \omega_{CB,n} (1 - \Delta \omega_{AD, \max}). \quad (13.17)$$

Из последних выражений следует, что наибольшее значение рассогласования угловых скоростей вращения АГ

$$d_{\text{АГ.макс}} = 2\Delta\omega_{\text{АД.макс}} \frac{\omega_{\text{н}}}{p_{\text{СВ}}} (1 - s_{\text{н}}), \quad (13.18)$$

где учтено, что

$$\frac{i_{\text{СВ}}}{i_{\text{АГ}}} = 1 - s_{\text{н}}.$$

Угловые скорости вращения машин основной ГУ при рассогласовании $d_{\text{АГ.макс}}$ и неравенстве (13.6) достигают верхних предельных значений. Если при этом $\Delta\omega_{\text{АД.макс}} = 0,01$; $p_{\text{АГ}} = p_{\text{СВ}} = 3$; $\omega_{\text{н}} = 2\pi \cdot 400$ рад/с; $s_{\text{н}} = -0,03$, то $d_{\text{АГ.макс}} = \frac{8,24}{3} \cdot 2\pi$ рад/с, или $d_{\text{АГ.макс}} = 164,8$ об/мин при угловой скорости вращения СВ основной ГУ $\omega_{\text{СВ.макс}} = \frac{404}{3} \cdot 2\pi$ рад/с, или 8080 об/мин. Отношение $n_{\text{АГ1}}/n_{\text{СВ1}} = 1,03$, поэтому $n_{\text{АГ1}} = 8322,4$ об/мин и, следовательно, $n_{\text{АГ1}} - d_{\text{АГ.макс}} = 8157,6$ об/мин, т. е. генератор i -й ГУ находится в области отрицательных скольжений. Скольжение АГ основной ГУ остается номинальным.

Рассмотрим теперь другой предельный режим, соответствующий неравенству (13.7). Скольжение генератора i -й ГУ в общем случае может быть представлено в виде соотношения

$$s_i = s_{\text{н}} \frac{n_{\text{СВ1}} - n_{\text{АГ1}}}{n_{\text{СВ1}} - n_{\text{АГ1}}}. \quad (13.19)$$

Входящие в правую часть равенства частоты вращения в рассматриваемом предельном режиме принимают значения $n_{\text{СВ1}} = n_{\text{СВ.мин}}$, $n_{\text{АГ1}} = n_{\text{АГ.мин}}$, $n_{\text{АГ1}} = n_{\text{АГ.макс}}$, поэтому предельное скольжение генератора i -й ГУ

$$s_{i \text{ пр}} = s_{\text{н}} \frac{n_{\text{СВ.мин}} - n_{\text{АГ.макс}}}{n_{\text{СВ.мин}} - n_{\text{АГ.мин}}}. \quad (13.20)$$

И если $\Delta\omega_{\text{АД.макс}} = 0,01$; $p_{\text{АГ}} = p_{\text{СВ}} = 3$; $\omega_{\text{н}} = 2\pi \cdot 400$ рад/с, $s_{\text{н}} = -0,03$, то $d_{\text{АГ.макс}} = \frac{8,24}{3} \cdot 2\pi$ рад/с, или $d_{\text{АГ.макс}} = -164,8$ об/мин при угловой скорости вращения СВ основной ГУ $\omega_{\text{СВ.мин}} = 132 \cdot 2\pi$ рад/с, или $\omega_{\text{СВ.мин}} = 7920$ об/мин. Угловая скорость вращения АГ основной ГУ согласно формуле (13.17) составит $1,03 \cdot 132 \cdot 2\pi$ рад/с, или 8157,6 об/мин. Следовательно, частота вращения АГ i -й ГУ $n_{\text{АГ1}} = n_{\text{АГ1}} + d_{\text{АГ.макс}} = 8322,4$ об/мин, что соответствует предельному скольжению $s_{i \text{ пр}} \approx -0,05$ при кратности скольжений $\frac{s_{i \text{ пр}}}{s_{\text{н}}} \approx 1,67$. Скольжение АГ основной ГУ остаётся номинальным.

$$\begin{aligned}
n_{\text{СВ.макс}} &= n_{\text{СВ.н}} (1 - \Delta n_{\text{АД.макс}}), \\
n_{\text{СВ.мин}} &= n_{\text{СВ.н}} (1 - \Delta n_{\text{АД.макс}}), \\
n_{\text{АГ.макс}} &= n_{\text{СВ.макс}} (1 - s_{\text{н}}) = n_{\text{СВ.н}} (1 + \Delta n_{\text{АД.макс}}) (1 - s_{\text{н}}), \\
n_{\text{АГ.мин}} &= n_{\text{СВ.мин}} (1 - s_{\text{н}}) = n_{\text{СВ.н}} (1 - \Delta n_{\text{АД.макс}}) (1 - s_{\text{н}})
\end{aligned} \quad (13.21)$$

и пренебрегая произведением $s_{\text{н}} \cdot \Delta n_{\text{АД.макс}}$ как незначительным, представим соотношение (13.20) в виде

$$s_{\text{н пр}} \approx s_{\text{н}} - 2\Delta n_{\text{АД.макс}} - (|s_{\text{н}}| + 2\Delta n_{\text{АД.макс}}), \quad (13.22)$$

где $\Delta n_{\text{АД.макс}}$ определяется по формуле (13.15).

Из последнего выражения следует, что предельное скольжение генератора i -й ГУ, соответствующее верхнему пределу частоты его вращения, равно сумме номинального скольжения $|s_{\text{н}}|$ и наибольшего рассогласования частот вращения приводных валов, отнесенного к номинальной угловой скорости вращения приводного вала $2\Delta n_{\text{АД.макс}}$.

Для данного значения номинального скольжения предельное скольжение тем меньше, чем меньше величина наибольшего рассогласования частот вращения $2\Delta n_{\text{АД.макс}}$, определяемая возможностями привода. При $2\Delta n_{\text{АД.макс}} = \text{const}$ скольжение $s_{\text{н пр}}$ является линейной функцией номинального скольжения.

Зависимости $|s_{\text{н пр}}| = f(|s_{\text{н}}|)$ при $2\Delta n_{\text{АД.макс}} = 0,02$ и $0,015$ приведены на рис. 13.2. Первое из этих значений характерно для ТВД АИ-20 (в рабочих режимах) и ППС, второе — для ТВД АИ-20 и НК-12МВ (в рабочих режимах).

По условию ограничения предельного скольжения при $2\Delta n_{\text{АД.макс}} = \text{const}$ величина $|s_{\text{н}}|$ должна быть возможно малой. Однако с ее уменьшением увеличивается отношение скольжений

$$\frac{s_{\text{н пр}}}{s_{\text{н}}} = 1 - \frac{2\Delta n_{\text{АД.макс}}}{s_{\text{н}}}, \quad (13.23)$$

что иллюстрируется кривыми зависимостей $\frac{s_{\text{н пр}}}{s_{\text{н}}} = \varphi(|s_{\text{н}}|)$,

при $2\Delta n_{\text{АД.макс}} = \text{const}$, приведенными на рис. 13.2. Так, например, при $|s_{\text{н}}| = 0,04$ и $2\Delta n_{\text{АД.макс}} = 0,02$ предельное скольжение в 1,5 раза больше номинального, а при $|s_{\text{н}}| = 0,02$ — в 2 раза, т. е. с уменьшением номинального скольжения по абсолютной величине кратность предельного скольжения возрастает. Если при этом генератор не перегружается, то его номинальное скольжение $|s_{\text{н}}|$ может быть выбрано небольшим.

Достаточно высокий к. п. д. машины может быть получен и в случае работы с перегрузкой, т. е. с превышением скольжения $|s|$ над номинальным. Это основывается на выборе параметров

ротора, при которых механическая характеристика будет такой, как на рис. 13.3. Точка *A* характеристики соответствует номинальному скольжению. В данном случае $|s_n| = 0,025$. С превышением скольжения над номинальным электромагнитная мощность генератора остается практически постоянной.

Механическая характеристика генератора, близкая к приведенной на рис. 13.3, может быть получена при выполнении ротора с двойной величиной клеткой [6].

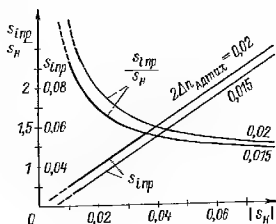


Рис. 13.2. Зависимости предельного скольжения АГ от номинального при заданном предельном рассогласовании угловых скоростей вращения приводных валов

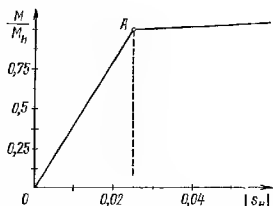


Рис. 13.3. Принципиально возможная механическая характеристика асинхронной машины с двойной величиной клеткой

Установим теперь связь между номинальным скольжением генераторов и предельной разностью частот вращения приводных валов ГУ. С возникновением рассогласования $2\Delta n_{\text{ад-макс}}$, соответствующего неравенству (13.6) для скольжения генератора *i*-й ГУ в этом предельном режиме, на основании формулы (13.19) получим

$$s'_{i\text{ гр}} = s_n \frac{n_{\text{св.макс}} - n_{\text{аг.мин}}}{n_{\text{св.макс}} - n_{\text{аг.макс}}} \quad (13.24)$$

где $n_{\text{св.макс}} = n_{\text{св1}}$, $n_{\text{аг.макс}} = n_{\text{аг1}}$, $n_{\text{аг.мин}} = n_{\text{аг2}}$.

Учитывая зависимости (13.21) и пренебрегая произведением $s_n \Delta n_{\text{ад-макс}}$, представим последнее выражение в виде

$$s'_{i\text{ гр}} \approx s_n + 2\Delta n_{\text{ад-макс}} \quad (13.25)$$

Предельное скольжение $s'_{i\text{ гр}}$ отрицательно, если выполняется условие

$$|s_n| > 2\Delta n_{\text{ад-макс}} \quad (13.26)$$

т. е. если номинальное скольжение превышает по абсолютной величине предельное рассогласование частот вращения приводных валов, отнесенных к номинальной частоте вращения.

Очевидно, что равенству

$$|s_n| = 2\Delta n_{\text{АД-макс}} \quad (13.27)$$

отвечает наименьшее численное значение номинального скольжения, при котором генератор i -й ГУ еще не находится в области положительных скольжений ($s'_{\text{нр}} - 0$).

Приведенными соотношениями отражается необходимость выбора номинального скольжения с учетом величины $2\Delta n_{\text{АД-макс}}$.

Область оптимальных значений номинальных скольжений генераторов, предназначенных для параллельной работы, соответствует таким скольжениям, которые, будучи небольшими по абсолютной величине, удовлетворяют неравенству (13.26). Так, если $2\Delta n_{\text{АД-макс}} = 0,02$, то можно принять, что $0,05 \geq |s_n| > 0,02$. При этом обеспечивается достаточно высокий номинальный к. п. д. и предотвращается возможность перехода генератора, работающего на нижнем пределе угловой скорости вращения, в область положительных скольжений.

13.3. Принципиальные схемы системы

В зависимости от числа авиадвигателей при параллельной работе ГУ к общей системе шин могут быть присоединены два, три или четыре АГ. Принципиально возможно совместное использование и большего числа генераторов, однако это становится нецелесообразным из-за возрастающей при этом мощности резерва. Отсюда вытекает, что при наличии на самолете четырех ГУ желательно применять две отдельные системы шин. К каждой из них присоединяются две ГУ. Тогда в резерве будут находиться только два СВ.

Принципиальные схемы электроснабжения при параллельной работе двух ГУ и включении нагрузки со стороны пониженного или повышенного напряжения показаны на рис. 13.4 и 13.5.

Обозначения на схемах следующие:

$I_{\text{СВ}}$ — ток синхронного возбудителя;

$I_{\text{ОВ1}}, I_{\text{ОВ2}}$ — токи обмоток возбуждения генераторов;

$I_{\text{РО1}}, I_{\text{РО2}}$ — токи рабочих обмоток генераторов;

$I_{\text{С1}}, I_{\text{С2}}$ — токи конденсаторов;

$I_{\text{АГ1}}, I_{\text{АГ2}}$ — токи на входе генераторов;

$I_{\text{АГ}}$ — ток на входе эквивалентного генератора;

$I_{\text{н.п}}$ — ток фазы нагрузки, включенной со стороны пониженного напряжения при соединении фаз звездой;

$I'_{\text{АГ1}}, I'_{\text{АГ2}}$ — токи на выходе генераторов;

I — ток фазы нагрузки, включенной со стороны повышенного напряжения при соединении фаз звездой.

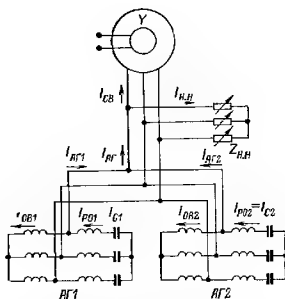


Рис. 13.4. Принципиальная схема АСГУ, включенных параллельно на нагрузку пониженного напряжения

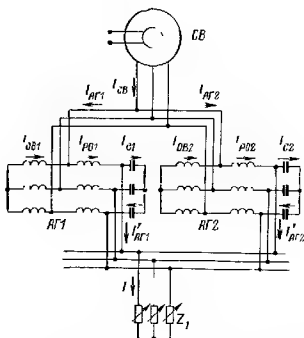


Рис. 13.5. Принципиальная схема АСГУ, включенных параллельно на нагрузку повышенного напряжения

13.4. Соотношения для токов и мощностей

Рассмотрим соотношения для токов системы электроснабжения (см. рис. 13.4), полагая, что угловые скорости вращения генераторов и емкостные сопротивления в цепи рабочих обмоток соответственно равны:

$$\omega_{AG1} = \omega_{AG2}, \quad X_{C1} = X_{C2}. \quad (13.28)$$

При этих условиях токи обмоток возбуждения АГ равны по величине и совпадают по фазе, токи рабочих обмоток также равны и совпадают по фазе. Для токов статорных обмоток эквивалентного генератора

$$i_{OB} = n i_{OB1}, \quad i_{PO} = n i_{PO1}, \quad (13.29)$$

где n — число АГ, включенных параллельно.

Ток на входе эквивалентного генератора

$$i_{AG} = n i_{AG1} = n i_{AG2}, \quad (13.30)$$

где в соответствии с формулой (12.21)

$$i_{AG1} = i_{PO1} = i_{OB1}, \quad i_{AG2} = i_{PO2} = i_{OB2}. \quad (13.31)$$

С другой стороны, этот ток определяется геометрической суммой тока СВ и тока нагрузки:

$$i_{AG} = i_{CB} + i_{н.н}, \quad (13.32)$$

что совпадает с формулой (12.22) для автономной АСГУ.

Выражая токи системы через параметры АГ и нагрузки, для эквивалентного генератора будем иметь

$$i_{OB} = - \frac{n \dot{U}_1}{k} \cdot \frac{\dot{C}_1 + k \dot{D}_1}{\dot{A}_1 \dot{D}_1 - \dot{C}_1^2}; \quad (13.33)$$

$$i_{PO} = \frac{n \dot{U}_1}{k^2} \cdot \frac{\dot{A}_1 + k \dot{C}_1}{\dot{A}_1 \dot{D}_1 - \dot{C}_1^2}; \quad (13.34)$$

$$i_{AG} = \frac{n \dot{U}_1}{k^2} \cdot \frac{\dot{A}_1 + 2k \dot{C}_1 + k^2 \dot{D}_1}{\dot{A}_1 \dot{D}_1 - \dot{C}_1^2}; \quad (13.35)$$

$$i_{CB} = \frac{\dot{U}_1}{k^2} \left[\frac{n (\dot{A}_1 + 2k \dot{C}_1 + k^2 \dot{D}_1)}{\dot{A}_1 \dot{D}_1 - \dot{C}_1^2} + \frac{k^2}{Z_{н.н}} \right], \quad (13.36)$$

где $Z_{н.н}$ — комплекс сопротивления фазы нагрузки.

Если угловые скорости вращения генераторов не равны, то токи эквивалентного генератора определяются геометрической суммой составляющих:

$$i_{OB} = i_{OB1} + i_{OB2}, \quad i_{PO} = i_{PO1} + i_{PO2}, \quad i_{AG} = i_{AG1} + i_{AG2}, \quad (13.37)$$

$$\text{или} \quad i_{\text{ОВ}} = -\frac{\dot{U}_1}{k} \left(\frac{\dot{C}_1 + k\dot{D}_1}{\dot{A}_1\dot{D}_1 - \dot{C}_1^2} + \frac{\dot{C}_2 + k\dot{D}_2}{\dot{A}_2\dot{D}_2 - \dot{C}_2^2} \right); \quad (13.38)$$

$$i_{\text{РО}} = \frac{\dot{U}_1}{k^2} \left(\frac{\dot{A}_1 + k\dot{C}_1}{\dot{A}_1\dot{D}_1 - \dot{C}_1^2} + \frac{\dot{A}_2 + k\dot{C}_2}{\dot{A}_2\dot{D}_2 - \dot{C}_2^2} \right); \quad (13.39)$$

$$i_{\text{АГ}} = \frac{\dot{U}_1}{k^2} \left(\frac{\dot{A}_1 + 2k\dot{C}_1 + k^2\dot{D}_1}{\dot{A}_1\dot{D}_1 - \dot{C}_1^2} + \frac{\dot{A}_2 + 2k\dot{C}_2 + k^2\dot{D}_2}{\dot{A}_2\dot{D}_2 - \dot{C}_2^2} \right), \quad (13.40)$$

где комплексные коэффициенты $\dot{A}_1, \dot{D}_1, \dot{C}_1$ соответствуют скольжению $s_1 = s_n$ генератора основной ГУ, $\dot{A}_2, \dot{D}_2, \dot{C}_2$ — скольжению генератора второй ГУ.

Ток СВ на основании формул (12.25), (13.32) и (13.40) определяется из соотношения

$$i_{\text{СВ}} = \frac{\dot{U}_1}{k^2} \left(\frac{\dot{A}_1 + 2k\dot{C}_1 + k^2\dot{D}_1}{\dot{A}_1\dot{D}_1 - \dot{C}_1^2} + \frac{\dot{A}_2 + 2k\dot{C}_2 + k^2\dot{D}_2}{\dot{A}_2\dot{D}_2 - \dot{C}_2^2} + \frac{k^2}{Z_{\text{н.н}}} \right). \quad (13.41)$$

Так как для схемы на рис. 13.4

$$i_{\text{РО1}} = i_{\text{С1}}, \quad i_{\text{РО2}} = i_{\text{С2}}, \quad i_{\text{РО}} = i_{\text{С}}, \quad (13.42)$$

где

$$i_{\text{С1}} = j\dot{U}_1\omega_1 C_1(1+k), \quad i_{\text{С2}} = j\dot{U}_1\omega_1 C_2(1+k), \quad i_{\text{С}} = j\dot{U}_1\omega_1 C(1+k), \\ C = C_1 + C_2 \quad (13.43)$$

то комплексные коэффициенты

$$\dot{D}_1 = r'_1 + jX'_2 + \dot{G}_1 - jX'_{\text{С1}}, \\ \dot{D}_2 = r'_2 + jX'_2 + \dot{G}_2 - jX'_{\text{С2}}. \quad (13.44)$$

Положим теперь, что нагрузка включена на повышенное напряжение (см. рис. 13.5), причем выполняются условия (13.28).

Уравнения для токов статорных обмоток и тока на выходе эквивалентного генератора выражаются соотношениями (13.33); (13.34); (13.35). Ток нагрузки $I_{\text{н.н}} = 0$, поэтому ток СВ находится по формуле (13.35).

Выразим токи рабочих обмоток через токи на выходе генераторов и токи конденсаторов:

$$i_{\text{РО1}} = i'_{\text{АГ}} + i_{\text{С1}} = i/n + i_{\text{С1}}, \\ i_{\text{РО2}} = i'_{\text{АГ2}} + i_{\text{С2}} = i/n + i_{\text{С2}}, \quad (13.45)$$

где n — число АГ, включенных параллельно.

Сложив эти уравнения, получим

$$i_{\text{РО}} = i'_{\text{АГ}} + i_{\text{С}}, \quad (13.46)$$

где ток на выходе эквивалентного генератора

$$i'_{AG} = \frac{\dot{U}_1}{k^2} \left[\frac{n(\dot{A}_1 + k\dot{C}_1)}{\dot{A}_1\dot{D}_1 + \dot{C}_1^2} - j\omega_1 k^2 C(1 + k) \right], \quad (13.47)$$

что следует из формул (13.46), (13.34) и (13.43). Ток на выходе эквивалентного генератора равен току нагрузки:

$$i'_{AG} = i'_{AG1} + i'_{AG2} = i. \quad (13.48)$$

Если первое из условий (13.28) не выполняется, то напряжения рабочих обмоток первого и второго генераторов при раздельной работе ГУ в режиме холостого хода не будут равны. При включении генераторов на общие шины под действием разности напряжений $\Delta \dot{U}_{PO} = \dot{U}_{PO1} - \dot{U}_{PO2}$ в контурах рабочих обмоток возникают уравнивательные токи

$$i_{yр1} = j \frac{\dot{U}_{PO1} - \dot{U}_{PO2}}{2Z_{PO.k}}, \quad i_{yр2} = -j \frac{\dot{U}_{PO1} - \dot{U}_{PO2}}{2Z_{PO.k}}. \quad (13.49)$$

В режиме холостого хода при раздельной работе ГУ напряжения рабочих обмоток АГ

$$\begin{aligned} \dot{U}_{PO1} &= k^2 [(jX'_{12} + \dot{G}_1) i_1 + (r'_2 + jX'_2 + \dot{G}_1 - jX'_C) i'_2]; \\ \dot{U}_{PO2} &= k^2 [(jX'_{12} + \dot{G}_2) i_2 + (r'_1 + jX'_1 + \dot{G}_2 - jX'_C) i'_1], \end{aligned} \quad (13.50)$$

что следует из формул (12.12) и зависимостей $U' - \frac{U_1}{k} = -\frac{U'_{PO}}{k} = \frac{U_{PO}}{k^2}$.

В результате протекания уравнивательных токов на рабочих обмотках устанавливается напряжение

$$\dot{U}_{PO} = \frac{\dot{U}_{PO1} + \dot{U}_{PO2}}{2}, \quad (13.51)$$

и, так как номинальные мощности генераторов равны, то появление внешней нагрузки с сопротивлением Z равносильно включению в цепь каждого из них внешнего нагрузочного сопротивления nZ .

В отличие от предыдущего случая здесь имеет место наложение двух режимов: один из них обусловлен током нагрузки, другой — уравнительным током. Токи на выходе генераторов будут определяться геометрической суммой нагрузочного и уравнительного токов:

$$i'_{AG1} = i/n + i_{yр1}, \quad i'_{AG2} = i/n + i_{yр2}. \quad (13.52)$$

Токи рабочих обмоток

$$\dot{I}_{PO1} = \dot{I}'_{AG1} + \dot{I}_{C1} - \dot{I}/n + \dot{I}_{C1} + \dot{I}_{yP1}, \quad (13.53)$$

$$\dot{I}_{PO2} = \dot{I}'_{AG2} + \dot{I}_{C2} - \dot{I}/n + \dot{I}_{C2} + \dot{I}_{yP2},$$

или

$$\dot{I}_{PO1} = \frac{\dot{U}_1}{k^2} \cdot \frac{\dot{A}_1 + k\dot{C}_1}{\dot{A}_1\dot{D}_1 - \dot{C}_1^2} + j \frac{\Delta\dot{U}_{PO}}{2Z_{PO,K}}, \quad (13.54)$$

$$\dot{I}_{PO2} = \frac{\dot{U}_1}{k^2} \cdot \frac{\dot{A}_2 + k\dot{C}_2}{\dot{A}_2\dot{D}_2 - \dot{C}_2^2} - j \frac{\Delta\dot{U}_{PO}}{2Z_{PO,K}}.$$

Сложив уравнения (13.53), мы придем к уравнению связи между током рабочей обмотки эквивалентного генератора, током конденсатора и током нагрузки (13.46), так как сумма уравнительных токов обращается в нуль.

Токи обмоток возбуждения

$$\dot{I}_{ОВ1} = -\frac{\dot{U}_1}{k} \cdot \frac{\dot{C}_1 + k\dot{D}_1}{\dot{A}_1\dot{D}_1 - \dot{C}_1^2}, \quad (13.55)$$

$$\dot{I}_{ОВ2} = -\frac{\dot{U}_1}{k} \cdot \frac{\dot{C}_2 + k\dot{D}_2}{\dot{A}_2\dot{D}_2 - \dot{C}_2^2}.$$

Комплексные коэффициенты

$$\dot{D}_1 = r'_2 + jX'_2 + \dot{G}_1 \cdot \frac{jX'_{C1}nZ'_1}{nZ' - jX'_{C1}}, \quad (13.56)$$

$$\dot{D}_2 = r'_2 + jX'_2 + \dot{G}_2 \cdot \frac{jX'_{C2}nZ'_1}{nZ' - jX'_{C2}},$$

если внешнее нагрузочное сопротивление $0 < Z < \infty$, или рассчитываются по формуле (13.44), если $Z = \infty$.

При рассмотрении соотношений для мощностей будем полагать, что выполняется условие (13.26), т. е. что скольжение генератора второй ГУ на нижнем пределе частоты вращения при рассогласовании $2\Delta n_{АД.макс} = 0,02$ остается отрицательным. Примем также, что генераторы работают в области нормальных нагрузок. К этому имеются следующие основания. Если механическая характеристика близка к изображенной на рис. 13.3, то генератор второй ГУ на верхнем пределе частоты вращения при рассогласовании $2\Delta n_{АД.макс}$ не перегружается. С другой стороны, мало вероятно длительное совпадение во времени двух предельных режимов по частоте вращения, а именно — верхнего для генератора второй ГУ и нижнего — для генератора основной ГУ.

Для полной мощности эквивалентного генератора на основании выражения (12.72) получим

$$S_{AG} = \frac{3U_1^2}{k} [N^* (1 - k) - k\dot{Z}'] \left(\frac{1}{\dot{A}_1^* \dot{D}_1 - \dot{C}_1^2} + \frac{1}{\dot{A}_2^* \dot{D}_2 - \dot{C}_2^2} \right). \quad (13.57)$$

Соответственно активная и реактивная составляющие полной мощности эквивалентного генератора

$$\begin{aligned} P_{AG} &= P_{AG1} + P_{AG2}, \\ Q_{AG} &= Q_{AG1} + Q_{AG2}, \end{aligned} \quad (13.58)$$

где

$$P_{AG1} = \frac{3U_1^2}{k} \operatorname{Re} \frac{\dot{N}(1-k) - k\dot{Z}'}{\dot{A}_1\dot{D}_1 - \dot{C}_1^2}, \quad (13.59)$$

$$Q_{AG1} = \frac{3U_1^2}{k} \operatorname{Im} \frac{\dot{N}(1-k) - k\dot{Z}'}{\dot{A}_1\dot{D}_1 - \dot{C}_1^2}; \quad (13.60)$$

$$P_{AG2} = \frac{3U_1^2}{k} \operatorname{Re} \frac{\dot{N}(1-k) - k\dot{Z}'}{\dot{A}_2\dot{D}_2 - \dot{C}_2^2}; \quad (13.61)$$

$$Q_{AG2} = \frac{3U_1^2}{k} \operatorname{Im} \frac{\dot{N}(1-k) - k\dot{Z}'}{\dot{A}_2\dot{D}_2 - \dot{C}_2^2}. \quad (13.62)$$

что следует из формул (12.73), (12.74).

С учетом выражений (13.59)–(13.62) соотношения для активной мощности и реактивной мощности эквивалентного генератора (13.58) принимают вид

$$P_{AG} = \frac{3U_1^2}{k} \operatorname{Re} \left\{ [\dot{N}(1-k) - k\dot{Z}'] \left(\frac{1}{\dot{A}_1\dot{D}_1 - \dot{C}_1^2} + \frac{1}{\dot{A}_2\dot{D}_2 - \dot{C}_2^2} \right) \right\}, \quad (13.63)$$

$$Q_{AG} = \frac{3U_1^2}{k} \operatorname{Im} \left\{ [\dot{N}(1-k) - k\dot{Z}'] \left(\frac{1}{\dot{A}_1\dot{D}_1 - \dot{C}_1^2} + \frac{1}{\dot{A}_2\dot{D}_2 - \dot{C}_2^2} \right) \right\}, \quad (13.64)$$

Модуль комплексной мощности эквивалентного АГ

$$\begin{aligned} |S| &= \frac{3U_1^2}{k} \sqrt{\left\{ \operatorname{Re} \left[\frac{\dot{N}(1-k) - k\dot{Z}'}{\dot{A}_1\dot{D}_1 - \dot{C}_1^2} + \frac{\dot{N}(1-k) - k\dot{Z}'}{\dot{A}_2\dot{D}_2 - \dot{C}_2^2} \right] \right\}^2 + \\ &+ \left\{ \operatorname{Im} \left[\frac{\dot{N}(1-k) - k\dot{Z}'}{\dot{A}_1\dot{D}_1 - \dot{C}_1^2} + \frac{\dot{N}(1-k) - k\dot{Z}'}{\dot{A}_2\dot{D}_2 - \dot{C}_2^2} \right] \right\}^2}. \end{aligned} \quad (13.65)$$

Активные мощности СВ, эквивалентного АГ, и нагрузки связаны зависимостью

$$P_{СВ} = P_{AG} \left(1 - \frac{P}{P_{AG}} \right), \quad (13.66)$$

или

$$P_{\text{св}} = -\frac{3U_1^2}{k} \operatorname{Re} \left[\frac{\dot{N}(1-k) - k\dot{Z}'}{\dot{A}_1\dot{D}_1 - \dot{C}_1^2} + \frac{\dot{N}(1-k) - k\dot{Z}'}{\dot{A}_2\dot{D}_2 - \dot{C}_2^2} \right] \times \\ \times \left\{ 1 - \frac{P}{\frac{3U_1^2}{k} \operatorname{Re} \left[\frac{\dot{N}(1-k) - k\dot{Z}'}{\dot{A}_1\dot{D}_1 - \dot{C}_1^2} + \frac{\dot{N}(1-k) - k\dot{Z}'}{\dot{A}_2\dot{D}_2 - \dot{C}_2^2} \right]} \right\}. \quad (13.67)$$

Баланс реактивных мощностей системы описывается уравнением

$$Q_{\text{св}} = Q_{\text{ЛГ}} + Q - Q_{\text{с}}, \quad (13.68)$$

где реактивные мощности нагрузки применительно к схемам на рис. 13.4 и 13.5 определяются соответственно следующим образом:

$$Q = \frac{3U_1^2}{Z_{\text{в.н}}} \sin \varphi_{\text{в.н}}; \quad (13.69)$$

$$Q = \frac{3U_1^2}{Z_{(1)}} (1+k)^2 \sin \varphi. \quad (13.70)$$

Р реактивная мощность конденсаторов

$$Q_{\text{с}} = 3I_{\text{с}} U_1 (1+k) + 3U_1^2 \omega_1 C (1+k)^2. \quad (13.71)$$

С учетом формулы (13.64) и последних соотношений реактивная мощность СВ может быть выражена в виде следующих уравнений:

$$Q_{\text{св}} = \frac{3U_1^2}{k} \left\{ \operatorname{Im} \left[\frac{\dot{N}(1-k) - k\dot{Z}'}{\dot{A}_1\dot{D}_1 - \dot{C}_1^2} + \frac{\dot{N}(1-k) - k\dot{Z}'}{\dot{A}_2\dot{D}_2 - \dot{C}_2^2} \right] + \right. \\ \left. + k \left[\frac{\sin \varphi_{\text{в.н}}}{Z_{\text{в.н}}} - \omega_1 C (1+k)^2 \right] \right\}; \quad (13.72)$$

$$Q_{\text{св}} = \frac{3U_1^2}{k} \left\{ \operatorname{Im} \left[\frac{\dot{N}(1-k) - k\dot{Z}'}{\dot{A}_1\dot{D}_1 - \dot{C}_1^2} + \frac{\dot{N}(1-k) - k\dot{Z}'}{\dot{A}_2\dot{D}_2 - \dot{C}_2^2} \right] + \right. \\ \left. + k \left[\frac{\sin \varphi}{Z_1} - \omega_1 C (1+k)^2 \right] \right\}. \quad (13.73)$$

Если угловые скорости вращения генераторов равны, то для комплексной мощности эквивалентного АГ и ее составляющих

$$S_{\text{ЛГ}} = \frac{3nU_1^2}{k} \cdot \frac{\dot{N}(1-k) - k\dot{Z}'}{\dot{A}_1\dot{D}_1 - \dot{C}_1^2}; \quad (13.74)$$

$$P_{AG} = \frac{3nU_1^2}{k} \operatorname{Re} \frac{\dot{N}(1-k) - k\dot{Z}'}{\dot{A}_1\dot{D}_1 - \dot{C}_1^2}; \quad (13.75)$$

$$Q_{AG} = \frac{3nU_1^2}{k} \operatorname{Im} \frac{\dot{N}(1-k) - k\dot{Z}'}{\dot{A}_1\dot{D}_1 - \dot{C}_1^2}, \quad (13.76)$$

что следует из выражений (13.56), (13.61), (13.62).

По соотношению (13.66) с учетом формулы (13.75) находим выражение для активной мощности СВ

$$P_{CB} = \frac{3nU_1^2}{k} \operatorname{Re} \frac{\dot{N}(1-k) - k\dot{Z}'}{\dot{A}_1\dot{D}_1 - \dot{C}_1^2} \left[1 - \frac{P}{\frac{3nU_1^2}{k} \operatorname{Re} \frac{\dot{N}(1-k) - k\dot{Z}'}{\dot{A}_1\dot{D}_1 - \dot{C}_1^2}} \right] \quad (13.77)$$

и по соотношению (13.68) с учетом формул (13.69) ÷ (13.71) и (13.76) — выражение для реактивной мощности

$$Q_{CB} = 3U_1^2 \left[\frac{n}{k} \operatorname{Im} \frac{\dot{N}(1-k) - k\dot{Z}'}{\dot{A}_1\dot{D}_1 - \dot{C}_1^2} + \frac{\sin \varphi_{н.к}}{Z_{н.к}} - \omega_1 C (1+k)^2 \right], \quad (13.78)$$

или

$$Q_{CB} = 3U_1^2 \left[\frac{n}{k} \operatorname{Im} \frac{\dot{N}(1-k) - k\dot{Z}'}{\dot{A}_1\dot{D}_1 - \dot{C}_1^2} + \frac{\sin \varphi}{Z_{(1)}} - \omega_1 C (1+k)^2 \right]. \quad (13.79)$$

13.5. Применение векторных диаграмм к анализу параллельной работы генераторных установок

С помощью приведенных ранее соотношений возможно аналитическое исследование параллельной работы асинхронно-синхронных генераторных установок, принципиальные схемы которых приведены на рис. 13.4 и 13.5. При анализе можно также использовать метод векторных диаграмм, отличающийся достаточной для практики точностью, наглядностью и простотой.

При рассмотрении векторных диаграмм токов и напряжений будем считать, что выполняются следующие условия:

а) в системе электроснабжения осуществляется режим параллельной работы двух ГУ;

б) коэффициент приведения статорных обмоток АГ $k=0,5$;

в) емкости конденсаторов в цепи рабочих обмоток АГ равны.

Общая принципиальная схема системы приведена на рис. 13.6. С помощью контакторов К1 ÷ К7 генераторы АГ1 и АГ2 переводятся на отдельную или параллельную работу. В том и другом случае нагрузка может быть включена со стороны повышенного или пониженного напряжения или одновременно с той

и другой стороны. Замыканием рубильников Р1 и Р2 в цепи генераторов вводится емкость.

Напряжения обмотки возбуждения и рабочей обмотки эквивалентного АГ, связанные зависимостью

$$\dot{U}_{ОВ} + \dot{U}_{РО} = \dot{U}_2, \quad (13.80)$$

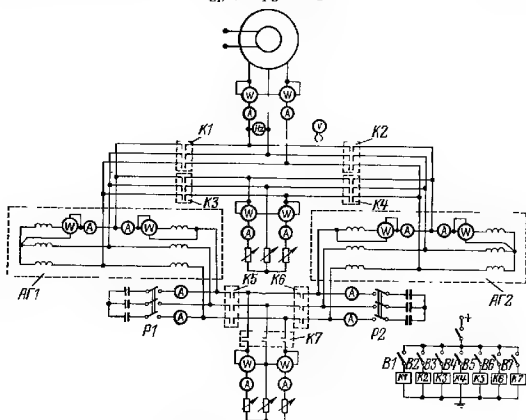


Рис. 13.6. Принципиальная схема системы электроснабжения с двумя АСГУ, включенными параллельно

совпадают по фазе. Поэтому для напряжения фазы генератора можем написать:

$$U_2 = U_{ОВ} + U_{РО} = U_1(1 + k). \quad (13.81)$$

Векторы напряжений $\dot{U}_1$, $\dot{U}_{РО}$, $\dot{U}_2$ условимся совмещать с отрицательным направлением оси абсцисс.

13.6. Параллельная работа генераторных установок при равенстве угловых скоростей вращения асинхронных генераторов

Если контакты контакторов К1, К2, К3, К4 и рубильники Р1 и Р2 замкнуты, а контакты контакторов К5, К6, К7 разомкнуты (см. рис. 13.6), то принципиальная схема системы будет такой, как на рис. 13.4. Генераторы АГ1 и АГ2 включены параллельно, а нагрузка приложена со стороны входного (пониженного) напряжения.

Работа системы на активную нагрузку иллюстрируется векторными диаграммами токов и напряжений, приведенными на рис. 13.7.

При равенстве угловых скоростей вращения генераторов токи обмоток возбуждения и токи рабочих обмоток соответственно равны и совпадают по фазе.

Токи эквивалентного АГ

$$I_{PO} = I_{PO1} + I_{PO2}, \quad I_{OB} = I_{OB1} + I_{OB2}, \quad I_{AG} = I_{AG1} + I_{AG2}, \quad (13.82)$$

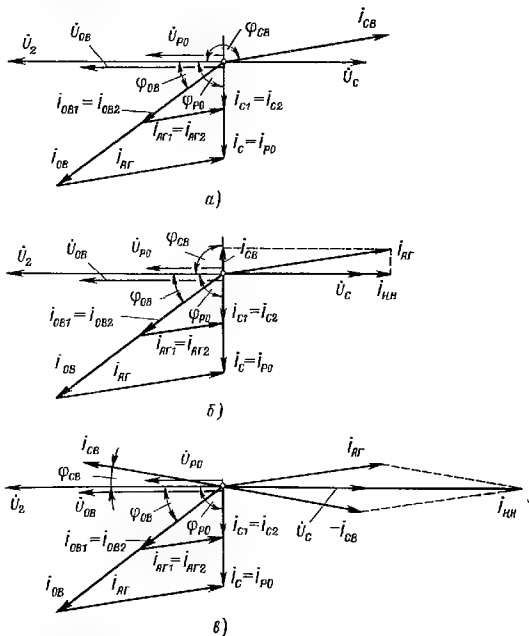


Рис. 13.7. Векторные диаграммы токов и напряжений АСГУ, работающих параллельно на нагрузку пониженного напряжения при равенстве угловых скоростей вращения АГ:

а) режим холостого хода системы; б) нагрузочный режим при $P_{CB} = 0$; в) режим совместной работы источников на нагрузку

т. е. каждый из них определяется арифметической суммой составляющих.

Если ток нагрузки $I_{н.н}=0$, то $I_{АГ}=I_{СВ}$ (см. рис. 13.7, а). Активные составляющие токов $I_{ОВ}$ и $I_{СВ}$ равны и противоположны. Активная мощность эквивалентного АГ передается за вычетом потерь на приводной вал основной ГУ.

С появлением нагрузки ток СВ уменьшается и при $P_{АГ}=P$ активная составляющая тока СВ становится равной нулю (см. рис. 13.7, б). Неравенству $P>P_{АГ}$ соответствует совместная параллельная работа источников на нагрузку (см. рис. 13.7, в).

Из диаграмм

$$\begin{aligned} I_{ОВ} \cos \varphi_{ОВ} + I_{СВ} \cos \varphi_{СВ} &= I_{н.н} \\ \text{или} \quad nP_{АГ} + P_{СВ} &= P. \end{aligned} \quad (13.83)$$

Ток нагрузки согласно формуле (13.32) может быть представлен в виде геометрической суммы двух токов:

$$i_{н.н} = i_{АГ} + (-i_{СВ}).$$

В рассматриваемом случае два асинхронных генератора, включенные параллельно, ведут себя как один генератор с удвоенным значением комплексной мощности и ее составляющих.

На основании выражения (13.78) реактивная мощность СВ

$$Q_{СВ} = 3U_1^2 \left[\frac{n}{k} \operatorname{Im} \frac{\dot{N} (1-k)}{\dot{A}_1^* \dot{D}_1 - \dot{C}_1^2} - \omega_1 C (1+k)^2 \right]. \quad (13.84)$$

Ток конденсатора I_C эквивалентного АГ находится в противофазе с реактивной составляющей тока СВ. Это указывает на режим недокомпенсации. Источниками реактивной намагничивающей мощности в данном случае являются конденсаторы и СВ. Действительно, как следует из диаграмм, $(U_{ОВ} I_{ОВ} \sin \varphi_{ОВ} + U_{ГО} I_{ГО}) > I_C U_2$ и для компенсации реактивной намагничивающей мощности асинхронных генераторов реактивной мощности конденсаторов недостаточно.

13.7. Параллельная работа генераторных установок при неравенстве угловых скоростей вращения асинхронных генераторов

Неравенство угловых скоростей вращения генераторов обуславливает неравномерное распределение активных и реактивных мощностей между ними.

На рис. 13.8 приведены векторные диаграммы токов и напряжений при работе генераторных установок на активную нагрузку, включенную на входное (пониженное) напряжение.

Частоты вращения генераторов составляют 8400 и 8250 об/мин. Связь между токами системы устанавливается со-

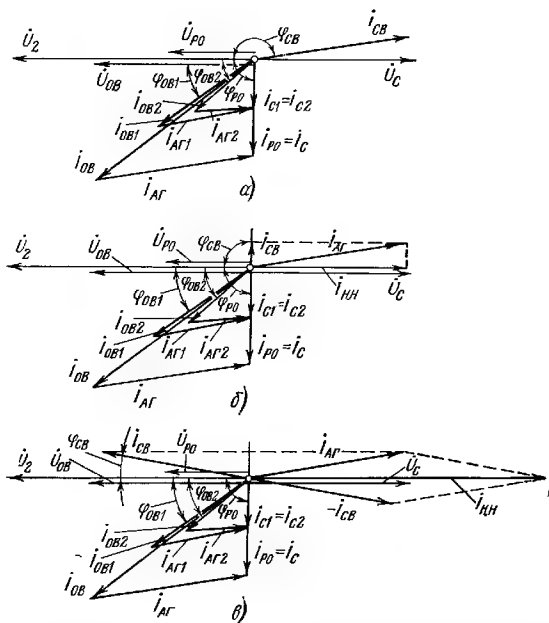


Рис. 13.8. Векторные диаграммы токов и напряжений АСГУ, работающих параллельно на нагрузку пониженного напряжения при рассогласовании частот вращения АГ (АГ1 — 8400 об/мин, АГ2 — 8250 об/мин):

а — режим холостого хода системы; б — нагрузочный режим при $P_{CB} = 0$; в — режим совместной работы источников на нагрузку

отношениями (13.37) ÷ (13.41). Токи рабочих обмоток опережают напряжение $\dot{U}_{po}$ по фазе на угол $\frac{\pi}{2}$ эл. рад, т. е. при включении нагрузки со стороны пониженного напряжения рабочие обмотки электромагнитной мощности не развивают. В данном случае они выполняют роль вольтодобавочных обмоток, посредством которых на конденсаторах устанавливается оптимальное или близкое к оптимальному напряжение.

Электромагнитная мощность $\Lambda\Gamma$ равна электромагнитной мощности обмоток возбуждения. Токи последних отличаются по величине и не совпадают по фазе. Поэтому не равны по величине и не совпадают по фазе токи на входе генераторов.

Из диаграммы

$$I_{OB1} \cos \varphi_{OB1} > I_{OB2} \cos \varphi_{OB2}, \quad I_{OB1} \sin \varphi_{OB1} > I_{OB2} \sin \varphi_{OB2},$$

т. е. электромагнитная и реактивная мощность больше у генератора с более высокой угловой скоростью вращения. Это же следует и из анализа параллельной работы ГУ с помощью соотношений (13.59), (13.60).

Режимы работы СВ по активной мощности устанавливаются с помощью соотношения (13.67). Они легко могут быть установлены также из векторных диаграмм. Если активные составляющие токов СВ и обмоток возбуждения АГ находятся в противофазе, то СВ работает как двигатель. При условии, что $I_{CB} \cos \varphi_{CB} = 0$, СВ переходит в режим синхронного компенсатора. Если же активные составляющие токов СВ и обмоток возбуждения АГ совпадают по фазе, то в системе электроснабжения осуществляется режим параллельной работы СВ и АГ. Все эти режимы иллюстрируются диаграммами на рис. 13.8.

Активные составляющие токов I_{CB} и I_{AG} при параллельной работе находятся в противофазе (рис. 13.8, в). Можно представить, что в системе используются два источника активной мощности с токами I_{CB} и I_{AG} . Эти источники относительно друг друга включены встречно, а относительно сопротивления нагрузки — согласно, что и соответствует режиму их совместной параллельной работы.

Согласно формуле (13.72) реактивная мощность СВ

$$Q_{CB} = \frac{2U_1^2}{k} \left\{ \operatorname{Im} \left[\frac{\dot{N}^* (1-k) - k\dot{Z}'}{\dot{A}_1 \dot{D}_1 - \dot{C}_1^2} + \frac{\dot{N}^* (1-k) - k\dot{Z}'}{\dot{A}_2 \dot{D}_2 - \dot{C}_2^2} \right] - k\omega_1 C (1+k)^2 \right\} \quad (13.85)$$

С помощью последнего соотношения устанавливается режим работы СВ по реактивной мощности. Он может быть установлен и непосредственно из векторных диаграмм. Ток I_C и реактивная составляющая тока СВ находятся в противофазе, что, как было отмечено, соответствует режиму недокомпенсации.

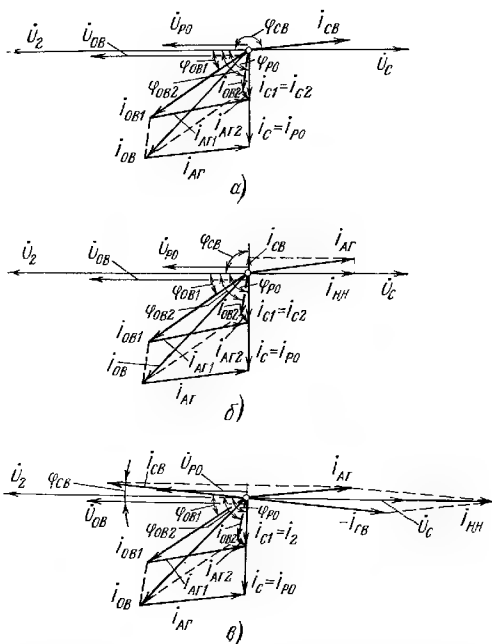


Рис. 13.9. Векторные диаграммы токов и напряжений АСГУ, работающих параллельно на нагрузку пониженного напряжения при увеличенном рассогласовании частот вращения АГ (АГ1 — 8440 об/мин, АГ2 — 8040 об/мин):

а — режим холостого хода системы; б — нагрузочный режим при $P_{CB} = 0$; в — режим совместной параллельной работы источников на нагрузку

В отличие от рассмотренных (см. рис. 13.7, 13.8), векторные диаграммы, приведенные на рис. 13.9, иллюстрируют работу системы при значительном рассогласовании частот вращения генераторов (8440 и 8040 об/мин). В данном случае скольжение $s_2 < 0$, однако частота вращения второго генератора близка к синхронной, вследствие чего ухудшается использование мощности источников.

Векторные диаграммы токов и напряжений, соответствующие работе системы на нагрузку, включенную со стороны повышенного напряжения, приведены на рис. 13.10. Частоты вращения генераторов составляют 8350 и 8000 об/мин.

Ток на входе эквивалентного генератора равен геометрической сумме составляющих. И если принципиальная схема системы такая, как на рис. 13.5, то он равен току синхронного возбудителя:

$$\dot{I}_{AG} = \dot{I}_{AG1} + \dot{I}_{AG2} = \dot{I}_{CB}. \quad (13.86)$$

При этом геометрическая сумма токов на выходе генераторов дает ток на выходе эквивалентного АГ, равный току нагрузки.

Диаграмма на рис. 13.10, а относится к режиму холостого хода системы ($I=0$). Электромагнитная мощность обмотки возбуждения АГ-1 передается в цепь СВ, и некоторая ее часть поглощается в цепи обмотки возбуждения АГ-2.

Из диаграммы

$$I_{OB1} \cos \varphi_{OB1} = I_{CB} \cos \varphi_{CB} - I_{OB2} \cos \varphi_{OB2}.$$

Электромагнитная мощность рабочей обмотки АГ-1 передается в цепь рабочей обмотки АГ-2:

$$I_{PO1} \cos \varphi_{PO1} = I_{PO2} \cos \varphi_{PO2}.$$

При этом электромагнитная мощность рабочей обмотки эквивалентного АГ обращается в нуль, что и соответствует режиму холостого хода ($I=0$). Действительно, как видно из диаграммы,

$$\dot{I}_{PO1} + \dot{I}_{PO2} = \dot{I}_{PO} = \dot{I}_C. \quad (13.87)$$

Примечательно, что реактивные составляющие токов рабочих обмоток в отличие от активных составляющих не равны:

$$\begin{aligned} I_{PO1} \sin \varphi_{PO1} &= I_{C1} + \Delta I_{C1}, \\ I_{PO2} \sin \varphi_{PO2} &= I_{C2} - \Delta I_{C2}, \end{aligned} \quad (13.88)$$

причем

$$\Delta I_{C1} = \operatorname{Im} \dot{I}_{yP1}, \quad \Delta I_{C2} = \operatorname{Im} \dot{I}_{yP2}. \quad (13.89)$$

По проводам, соединяющим рабочие обмотки со стороны повышенного напряжения, вследствие неравенства угловых скоростей вращения генераторов протекают уравнивающие токи

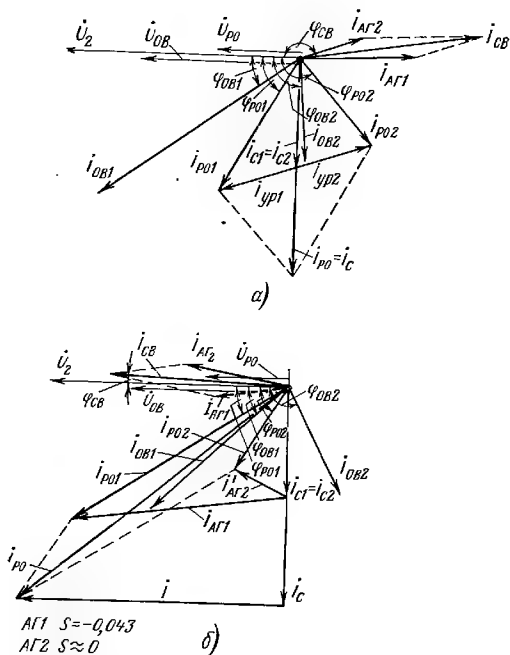


Рис. 13.10. Векторные диаграммы токов и напряжений АСГУ, включенных параллельно при синхронной частоте вращения одного из АГ: (АГ1 — 8350 об/мин, АГ2 $\approx$ 8000 об/мин):

а — режим холостого хода системы; б — режим совместной работы источников на активную нагрузку

Активные и реактивные составляющие этих токов соответственно равны и противоположны. Первые из них обусловлены передачей активной мощности от генератора с более высокой угловой скоростью вращения к генератору с меньшей угловой скоростью вращения, вторые — передачей реактивной мощности от второго генератора к первому. Последнее объясняется тем, что реактивная мощность генератора с меньшей угловой скоростью вращения меньше, а токи конденсаторов I_{C1} и I_{C2} равны.

Реактивная мощность конденсаторов второго генератора, как следует из формулы (13.88), состоит из двух составляющих. Одна из них компенсирует реактивную мощность рабочей обмотки, а другая, определяемая соотношением

$$\Delta Q_{C2} = 3U_1^2 \omega_1 C_2 (1 + k)^2 - 3kU_1 I_{PO2} \sin \varphi_{PO2}, \quad (13.90)$$

передается в цепь рабочей обмотки первого генератора.

При работе ГУ на активную нагрузку с мощностью, превышающей электромагнитную мощность эквивалентного генератора, векторная диаграмма будет такой, как на рис. 13.10, б. Рабочие обмотки генераторов, соединенные параллельно, образуют с СВ соединение в каскад. Через них активная мощность СВ передается в нагрузку. Поэтому по сравнению с предыдущим случаем (см. рис. 13.10, а) увеличился ток I_{PO1} , а ток I_{PO2} изменил фазу.

Ток нагрузки совпадает по фазе с напряжением U_2 . Однако токи на выходе генераторов содержат активные и реактивные составляющие. Последнее объясняется рассмотренным ранее перераспределением реактивных мощностей между генераторами.

По распределению реактивных мощностей система работает в режиме недокомпенсации. Баланс активных и реактивных мощностей описывается соотношениями (13.67) и (13.85) соответственно.

Параллельная работа ГУ на активно-индуктивную нагрузку при частотах вращения генераторов 8350 и 8250 об/мин иллюстрируется векторными диаграммами на рис. 13.11. Как видно, ток нагрузки отстает от напряжения U_2 на угол φ .

Режимы работы СВ по активной мощности устанавливаются с помощью уравнения (13.67) или непосредственно по векторным диаграммам. В зависимости от величины отношения P/P_{AG} , определяемого приложенной нагрузкой, СВ работает двигателем (рис. 13.11, а), компенсатором (рис. 13.11, б) или генератором (рис. 13.11, в, г). Последняя диаграмма относится к случаю перегрузки. Здесь большая часть активной мощности СВ передается в нагрузку через цепь рабочей обмотки генератора с меньшей угловой скоростью вращения.

Реактивная мощность СВ определяется по формуле (13.73).

Распределение реактивных мощностей в системе соответствует режиму недокомпенсации. Реактивные составляющие токов I_{AG1} , I_{AG2} имеют положительный знак, что указывает на передачу реактивной намагничивающей мощности в цепи АГ и на грузки со стороны СВ.

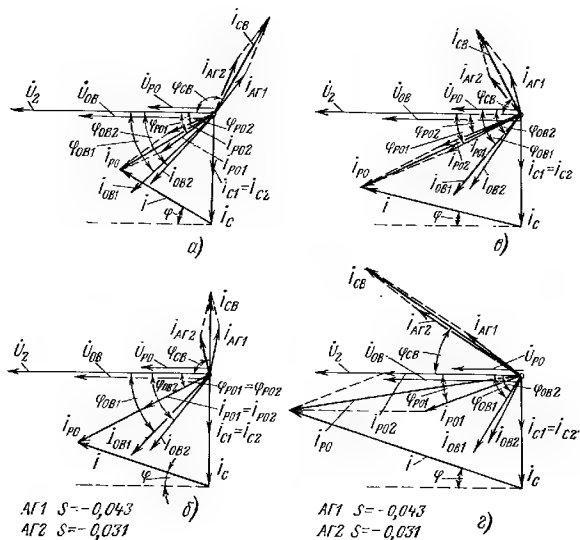


Рис. 13.11. Векторные диаграммы токов и напряжений АСГУ, включенных параллельно на нагрузку повышенного напряжения при рассогласовании частот вращения АГ (АГ1 — 8350 об/мин, АГ2 — 8250 об/мин):

а — нагрузочный режим при $P_{св} < 0$; б — нагрузочный режим при $P_{св} = 0$; в — режим совместной работы источников на нагрузку; г — режим кратковременной перегрузки

Заметим, что осуществление режима параллельной работы синхронных генераторов связано с необходимостью использования специальных устройств, предназначенных для устранения неравномерности распределения активных и реактивных нагрузок между генераторами. Применять аналогичные устройства в системе с параллельно работающими асинхронными генераторами нет необходимости, так как перераспределение активных

и реактивных мощностей между генераторами происходит автоматически.

13. 8. Определение мощности машин и емкости статических конденсаторов АСГУ

Соотношение номинальных мощностей машин АСГУ при заданной мощности нагрузки может быть различным. Оно зависит от диапазона изменения нагрузки и от числа АСГУ на одну систему шин.

При постоянной нагрузке легко реализуется режим асинхронного усилителя мощности. Мощность СВ в этом режиме по сравнению с мощностью АГ весьма мала.

Рассмотрим более общий случай, когда нагрузка системы электроснабжения изменяется в широких пределах.

Введем следующие обозначения: P , Q , S — соответствующие расчетные величины активной, реактивной и кажущейся мощности нагрузки, отнесенной к одной системе шин; β , $\beta_{св}$ — соответственно перегрузочная способность системы и синхронного возбудителя; $n_{г.у}$ — число АСГУ на одну систему шин; $k_{и.п}$ — коэффициент использования мощности АГ при параллельной работе АСГУ, соответствующий номинальному скольжению генератора основной АСГУ.

Скольжение АГ основной генераторной установки, как было показано ранее, остается неизменным (номинальным). В то же время скольжение АГ второй генераторной установки при рассогласовании угловых скоростей вращения генераторов будет отличаться от номинального.

За расчетный принимаем режим с предельным рассогласованием угловых скоростей вращения АГ $d_{АГ. макс}$ (13. 18), полагая, что АГ основной генераторной установки имеет более высокую угловую скорость вращения, так как только при $\omega_{АГ1} > \omega_{АГ2}$ АГ второй АСГУ работает с недоиспользованием мощности. Полагаем также, что угловые скорости вращения машин остаются постоянными:

$$\omega_{АГ1} = \text{const}, \quad \omega_{АГ2} = \text{const}.$$

Для коэффициента использования мощности АГ, работающих параллельно, согласно работе [32, часть первая] имеем:

$$k_{и.п} = \frac{1}{2K} \left(K + 1 + \frac{K-1}{s_n} \right), \quad (13. 91)$$

где

$$K = \frac{\omega_{АГ1}}{\omega_{АГ2}}.$$

Очевидно, что при равенстве угловых скоростей вращения АГ $k_{и.п} = 1$. Электромагнитные мощности АГ при

$$U_1 = \text{const}, \quad \omega_{АГ1} = \text{const}, \quad \omega_{АГ2} = \text{const}, \quad f_1 = \text{const}$$

остаются постоянными. Поэтому необходимая перегрузочная способность системы может быть обеспечена за счет самих асинхронных генераторов, работающих параллельно, и перегрузочной способности синхронного возбудителя. Для расчетного значения потребляемой мощности в режимах кратковременных перегрузок

$$\beta P = k_{\text{ин}} n_{\text{г.у}} P_{\text{АГ.н}} + \beta_{\text{СВ}} P_{\text{СВ.н}}, \quad (13.92)$$

где $P_{\text{АГ.н}}$, $P_{\text{СВ.н}}$ соответственно номинальная мощность АГ и СВ.

Связь между электромагнитными мощностями машин устанавливается соотношением

$$P_{\text{СВ.н}} = n_{\text{г.у}} P_{\text{АГ.н}}, \quad (13.93)$$

что вытекает из условия баланса мощностей в режиме холостого хода системы при параллельной работе АГ без рассогласования угловых скоростей вращения.

Из совместного решения последних выражений находим, что

$$P_{\text{АГ.н}} = \frac{\beta}{(k_{\text{ин}} + \beta_{\text{СВ}}) n_{\text{г.у}}} P, \quad (13.94)$$

т. е. электромагнитная мощность АГ пропорциональна перегрузочной способности системы и при данном значении мощности нагрузки она тем меньше, чем меньше рассогласование угловых скоростей вращения АГ, выше перегрузочная способность СВ и больше число генераторных установок. Заметим, что на выбор числа АСГУ на одну систему шин накладываются определенные ограничения. Если, например, число авиадвигателей на самолете $n_{\text{АД}} = 4$, то при параллельной работе четырех АСГУ в резерве окажутся три СВ, что неэкономично. В данном случае целесообразнее систему электроснабжения выполнить с двумя раздельными системами шин, т. е. принять $n_{\text{г.у}} = 2$. Тогда при параллельной работе АСГУ использование мощности машин улучшится, а мощность резерва станет меньше (два СВ работают на нагрузку и два остаются в резерве).

Электромагнитная мощность СВ

$$P_{\text{СВ.н}} = \frac{\beta}{k_{\text{ин}} - \beta_{\text{СВ}}} P. \quad (13.95)$$

Из этого выражения следует, что электромагнитная мощность СВ не зависит от числа $n_{\text{г.у}}$. Она тем больше (для данной мощности нагрузки), чем выше перегрузочная способность системы, и тем меньше, чем лучше используется мощность АГ (меньше рассогласование угловых скоростей вращения) и чем выше перегрузочная способность СВ.

Если АСГУ предназначена для автономной работы, то мы должны принять, что $k_{н.л}=1$, $n_{г.у}=1$. Тогда вместо формул (13.94) и (13.95) получим

$$P_{АГ.н} = \frac{\beta}{1 + \beta_{СВ}} P; \quad (13.96)$$

$$P_{СВ.н} = \frac{\beta}{1 + \beta_{СВ}} P, \quad (13.97)$$

откуда следует, что для автономной генераторной установки электромагнитные мощности машин должны быть равны. Для данной мощности нагрузки они тем больше, чем выше перегрузочная способность системы, и тем меньше, чем больше перегрузочная способность СВ.

Реактивные мощности машин определяются из соотношений

$$Q_{АГ.н} = P_{АГ.н} \operatorname{tg} \varphi_{АГ.н}; \quad (13.98)$$

$$Q_{СВ.н} = P_{СВ.н} \operatorname{tg} \varphi_{СВ.н}; \quad (13.99)$$

где $\varphi_{АГ.н}$, $\varphi_{СВ.н}$ — соответственно фазовые углы сдвига АГ и СВ при номинальной нагрузке.

После определения активных и реактивных мощностей находятся полные мощности машин $S_{АГ.н}$ и $S_{СВ.н}$.

Реактивная мощность батареи конденсаторов одной АСГУ находится из уравнения баланса реактивных мощностей системы в режиме кратковременной перегрузки

$$\beta_{СВ} Q_{СВ.н} + n_{г.у} Q_C = \beta Q + k_{н.л} n_{г.у} Q_{АГ.н}, \quad (13.100)$$

откуда

$$Q_C = \frac{\beta Q + k_{н.л} n_{г.у} Q_{АГ.н} - \beta_{СВ} Q_{СВ.н}}{n_{г.у}}. \quad (13.101)$$

Емкость фазы конденсаторов

$$C = \frac{Q_C \cdot 10^9}{3U_1^2 \omega_1 (1 + k)^2}, \quad (13.102)$$

где U_1 — фазное напряжение обмотки возбуждения АГ;

k — коэффициент приведения статорных обмоток АГ.

В соответствии с требованиями, предъявляемыми к авиационным системам электроснабжения, генерирующие устройства должны обеспечивать возможность кратковременной двойной перегрузки. Поэтому для расчетного значения перегрузочной способности системы мы должны принять, что $\beta=2$.

Перегрузочной способности $\beta=2$ при автономной работе АСГУ соответствует такое же расчетное значение перегрузочной способности синхронного возбудителя $\beta_{СВ}=2$. Что касается параллельной работы генераторных установок, то в этом случае возникающей перегрузке системы будут соответствовать мень-

шие значения перегрузки СВ. Из сказанного вытекает целесообразность использования АСГУ при параллельном включении, так как повышается надежность электроснабжения потребителей.

Рассмотрим пример определения мощностей машин АСГУ и емкости статических конденсаторов для двухмоторного самолета с основной системой электроснабжения на переменном токе повышенной частоты (400 Гц) при напряжении 115/200 В.

Полагаем, что АСГУ работают параллельно на одну систему шин.

Пусть расчетные значения активной мощности и коэффициента мощности нагрузки составляют: $P=48$ кВт, $\cos \varphi=0,8$. Следовательно, $S=60$ кВ·А, $Q=36$ квар.

Условимся считать, что при возникновении кратковременной двойной перегрузки перегрузка СВ принимает значение $\beta_{\text{СВ}}=1,5$.

Асинхронный генератор основной генераторной установки работает с постоянным (номинальным) скольжением $s_n=-0,05$.

Номинальные коэффициенты мощности машин АСГУ следующие: $\cos \varphi_{\text{АГ.н}}=0,87$; $\cos \varphi_{\text{СВ.н}}=0,78$.

За расчетный принимаем отмеченный выше режим с предельным рассогласованием угловых скоростей вращения АГ. Для относительной разности угловых скоростей вращения можно считать, что

$$\frac{\omega_{\text{АГ1}} - \omega_{\text{АГ2}}}{\omega_{\text{АГ2}}} = K - 1 = 0,01,$$

что согласуется с техническими данными для угловых скоростей вращения ТВД и угловых скоростей вращения на выходе ИПС.

В данном случае отношение угловых скоростей вращения асинхронных генераторов

$$K = \frac{\omega_{\text{АГ1}}}{\omega_{\text{АГ2}}} = 1,01.$$

В цепь рабочей обмотки АГ включаются конденсаторы типа МБГЧ. По условию получения оптимального на них напряжения 150 В при напряжении обмотки возбуждения АГ $U_{\text{ОВ}}=115$ В, напряжение рабочей обмотки

$$U_{\text{РО}} = U_{\text{С}} - U_{\text{ОВ}} = 150 - 115 = 35 \text{ В.}$$

Следовательно, коэффициент приведения статорных обмоток АГ

$$k = \frac{\omega_{\text{РО}} k_{\text{об1РО}}}{\omega_{\text{ОВ}} k_{\text{об1ОВ}}} \approx \frac{U_{\text{РО}}}{U_{\text{ОВ}}} = \frac{35}{115} = 0,304.$$

По формуле (13. 91) находим коэффициент использования мощности генераторов, работающих параллельно с заданным (расчетным) рассогласованием угловых скоростей вращения:

$$k_{\text{н.н}} = \frac{1}{2,02} \left(2,01 - \frac{0,01}{0,05} \right) = 0,896.$$

Активные мощности машин АСГУ определяются по соотношениям (13.94), (13.95) при перегрузочных способностях $\beta=2$ и $\beta_{CB}=1,5$:

$$P_{AG.н} = \frac{2}{(0,896 + 1,5) \cdot 2} \cdot 48 = 20 \text{ кВт},$$

$$P_{CB.н} = \frac{2}{0,896 + 1,5} \cdot 48 = 40 \text{ кВт}.$$

Проверка перегрузки СВ при двойной перегрузке системы по формуле (13.92) дает

$$\beta_{CB} = \frac{2 \cdot 48 - 0,896 \cdot 2 \cdot 20}{40} = 1,505,$$

что практически совпадает с заданным значением β_{CB} .

Кажущиеся и реактивные мощности машин АСГУ следующие:

$$S_{AG.н} = \frac{20}{0,87} \approx 23 \text{ кВ} \cdot \text{А}, \quad Q_{AG.н} = \sqrt{23^2 - 20^2} \approx 11,4 \text{ квар},$$

$$S_{CB.н} = \frac{40}{0,78} \approx 52 \text{ кВ} \cdot \text{А}, \quad Q_{CB.н} = \sqrt{52^2 - 40^2} \approx 33 \text{ квар}.$$

Согласно выражению (13.101) реактивная мощность батарей конденсаторов

$$Q_C = \frac{2 \cdot 36 + 0,896 \cdot 2 \cdot 11,4 - 1,5 \cdot 33}{2} \approx 21,5 \text{ квар}.$$

Производим проверку по формуле (13.100). Реактивная мощность источников

$$\beta_{CB} Q_{CB.н} + n_{г.у} Q_C = 1,5 \cdot 33 + 2 \cdot 21,5 = 92,5 \text{ квар}.$$

Она должна быть достаточной для компенсации реактивной намагничивающей мощности нагрузки и асинхронных генераторов:

$$\beta Q + k_{и.н} n_{г.у} Q_{AG.н} = 2 \cdot 36 + 0,896 \cdot 2 \cdot 11,4 = 92,4 \text{ квар},$$

т. е. баланс реактивных мощностей системы удовлетворяется.

Емкость фазы батареи статических конденсаторов определяется непосредственно по формуле (13.102):

$$C = \frac{21,5 \cdot 10^9}{3 \cdot 115^2 \cdot 2 \cdot 3,14 \cdot 400 (1 + 0,304)^2} \approx 125 \text{ мкФ}.$$

Заметим, что возможно и такое предельное рассогласование угловых скоростей вращения АГ, когда генератор основной генераторной установки работает на нижнем пределе угловой скорости вращения, а генератор второй генераторной установки на верхнем. Как было показано ранее, скольжение генератора основ-

ной АСГУ остается номинальным. Скольжение же генератора второй АСГУ по абсолютной величине становится больше номинального. Очевидно, что этот вариант не является расчетным, так как в данном случае недоиспользования мощности асинхронных генераторов нет.

13. 9. Определение массы АСГУ

Относительная масса применяемых в настоящее время гидравлических ППС для мощностей от 20 до 140 кВ·А составляет соответственно 2 1 кг/(кВ·А) при относительной массе синхронных генераторов 0,85 0,65 кг/(кВ·А).

Развитие полупроводниковой техники привело к созданию систем с синхронными генераторами переменной частоты и статическими преобразователями частоты ПЧ. Из энергетических соображений при разработке ПЧ основное внимание уделяется преобразователям без звена постоянного тока. По данным работы [12] общая масса таких систем на 30 -40% выше массы систем с гидравлическими ППС одинаковой мощности. Увеличение массовых показателей систем с электрическими методами стабилизации частоты связано с необходимостью применения фильтра высших гармоник и тем, что коэффициент мощности ПЧ даже при активной нагрузке не превышает 0,7, а при активно-индуктивной нагрузке он снижается еще больше.

Источники систем электроснабжения в авиации должны обладать возможно малой относительной массой. Проблема уменьшения массовых показателей приобретает особенно важное значение при создании больших самолетов с мощными энергосистемами. Основные возможности ее решения основываются на повышении угловых скоростей вращения машин и применении эффективных способов охлаждения.

При небольшой относительной массе авиационные генераторы должны удовлетворять требованиям надежности. Стремление повысить эксплуатационную надежность источников переменного тока привело к созданию бесконтактных конструкций синхронных машин.

В табл. 13.1 приведены основные технические данные бесконтактных синхронных генераторов трехфазного тока повышенной частоты (400 Гц) типа «сексин», взятые из иностранных источников [13].

Данные табл. 13.1 характеризуют зависимость относительной массы электрических машин от мощности, частоты вращения и способа охлаждения. Что касается статических конденсаторов, то их относительная масса зависит от многих факторов, основными из которых являются тип, мощность, частота, рабочее напряжение.

Рассмотрим пример определения массовых показателей асинхронно-синхронной генераторной установки применительно

к системе электроснабжения двухмоторного самолета, расчетная мощность которой составляет 60 кВ·А, а коэффициент мощности нагрузки равен 0,8.

Таблица 13.1

S , кВ·а	Масса, кг	Относительная масса, кг/(кВ·А)	$\cos \varphi$	Угловая скорость вращения, об/мин	Режим работы	Охлаждение
10	13,6	1,36	0,75	12000	Продолжительный	Масляное
20	18,1	0,9	0,75	12000	То же	"
40	33	0,82	0,75	6000	"	Воздушное
60	39,4	0,66	0,75	6000	"	"
90	53,5	0,6	0,75	6000	"	"

В разд. 13.8 для этой системы были получены следующие значения мощностей основных элементов генераторной установки:

$$S_{AG} = 23 \text{ кВ} \cdot \text{А}, S_{CB} = 52 \text{ кВ} \cdot \text{А}, Q_C = 21,5 \text{ квар.}$$

Принимаем, что синхронная частота вращения машин составляет 8000 об/мин, охлаждение машин масляное (циркуляционное), в системе используются статические конденсаторы типа МБГЧ. Тогда для машин АСГУ могут быть установлены следующие значения относительной массы: синхронного возбудителя — 0,8 кг/(кВ·А), асинхронного генератора — 0,5 кг/(кВ·А).

Масса конденсаторов типа МБГЧ с номинальным рабочим напряжением 150 В и номинальной емкостью одного конденсатора 10 мкФ при частоте 400 Гц составляет 0,27 кг, что соответствует относительной массе 0,48 кг/квар.

Масса машин и конденсаторов АСГУ в кг следующая:

асинхронного генератора	0,5 · 23 = 11,5
синхронного возбудителя	0,8 · 52 = 41,5
конденсаторов	0,48 · 21,5 = 10,3

Общая масса генераторной установки $G_{г.у} = 63,3$ кг.

При определении относительной массы мы должны учесть, что в системе на нагрузку параллельно работают две АСГУ, причем синхронный возбудитель второй генераторной установки находится в резерве.

Обозначим через G_{CB} массу СВ, G_{AG} — массу АГ, G_C массу батарей статических конденсаторов одной АСГУ. Тогда

относительная масса генераторных установок

$$g = \frac{2G_{г.у}}{S}, \quad (13.103)$$

где S — расчетная мощность нагрузки.

После подстановки и вычислений для рассматриваемого примера будем иметь $g = 2,11 \text{ кг}/(\text{кВ} \cdot \text{А})$.

Сделаем сопоставление с системой электроснабжения, в которой на ту же нагрузку работает один синхронный генератор. Другой синхронный генератор находится в резерве. Параллельная работа источников в данном случае не предусматривается вследствие сложности ее практического осуществления и необходимости иметь дополнительные устройства (отсутствующие в системе с АСГУ) для регулирования активных и реактивных мощностей генераторов.

Для синхронного генератора должны быть выполнены те же условия, что и для синхронного возбудителя АСГУ, т. е. при кратковременной двойной перегрузке в системе он должен работать с полуторной перегрузкой. Следовательно, его активная мощность

$$P_{сг} = \frac{2P}{1,5}. \quad (13.104)$$

В данном случае при $P = 48 \text{ кВт}$ получим, что $P_{сг} = 64 \text{ кВт}$. При коэффициенте мощности 0,75 кажущаяся мощность синхронного генератора $S_{сг} = 85,3 \text{ кВ} \cdot \text{А}$. Полагаем, что относительная масса синхронного генератора может быть снижена до $0,75 \text{ кг}/(\text{кВ} \cdot \text{А})$. Тогда его масса $G_{сг} = 0,75 \cdot 85,3 = 64 \text{ кг}$, т. е. она практически равна массе асинхронно-синхронной генераторной установки. Поэтому для относительной массы генераторных установок

$$g' = \frac{2G_{сг}}{S} \quad (13.105)$$

мы получаем почти один и тот же результат: $g' = 2,14 \text{ кг}/(\text{кВ} \cdot \text{А})$.

Таким образом, по массовым показателям применение АСГУ вместо генераторных установок с синхронными генераторами не дает еще сколько-нибудь заметного преимущества. Тем не менее АСГУ и в этом отношении более перспективны, так как по мере разработки статических конденсаторов с улучшенными характеристиками их относительная масса будет снижаться.

С другой стороны, при более полном сопоставлении генераторных установок выясняются следующие существенные преимущества АСГУ:

— простота осуществления параллельной работы;

лучшее использование мощности машин, и, как следствие этого, — меньшие мощность и масса резервных источников питания. Так, в приведенном примере мощность и масса синхронного

возбудителя составляют соответственно $S_{CB}=52$ кВ·А, $G_{CB} = -41,5$ кг.

Для резервного синхронного генератора соответственно $S_{CG}=85,3$ кВ·А, $G_{CG}=64$ кг;

— повышенная живучесть, обусловленная возможностью раздельной работы каждой из машин АСГУ и использованием в системе наряду с синхронными машинами наиболее простых и надежных асинхронных короткозамкнутых машин.

Глава 14

ОПРЕДЕЛЕНИЕ ХАРАКТЕРА ПЕРЕХОДНЫХ ПРОЦЕССОВ АСИНХРОННОГО ГЕНЕРАТОРА АСГУ

14.1. Особенности переходных процессов асинхронного генератора АСГУ

Переходные процессы асинхронного генератора с двумя старторными обмотками, работающего в системе с синхронным возбудителем, характеризуются следующими особенностями:

1) коммутация в цепи нагрузки пониженного напряжения при условиях постоянства частоты и амплитуды напряжения возбуждения переходных процессов в контурах АГ не вызывает. Действительно, режим работы АГ при отмеченных условиях остается неизменным;

2) в зависимости от характера нагрузки, включенной в цепь рабочей обмотки АГ, характеристические уравнения могут иметь пятый или четвертый порядок;

3) при коротком замыкании в нагрузке повышенного напряжения характеристическое уравнение имеет третий порядок, при разрыве цепи РО — второй порядок.

Условимся считать, что угловая скорость вращения ротора в переходных режимах остается неизменной, соответствующей постоянному (номинальному) значению скольжения, т. е. что переходные процессы являются электромагнитными.

Для суждения о характере переходных процессов необходимо составить представление о характере изменения свободных составляющих. Для этого достаточно рассмотреть дифференциальные уравнения генератора при нулевых начальных условиях, получить характеристические уравнения и разрешить последние относительно корней. При этом свободный процесс можно представить как совокупность нескольких простейших процессов. Таким образом, в данном случае задача сводится к определению корней характеристических уравнений для той или иной послекоммутационной схемы.

14.2. Методика определения корней характеристических уравнений

В этой главе используется способ численного решения алгебраических уравнений, предложенный проф. Д. А. Городским [4]. Определение корней производится по следующей методике:

— для послекоммутационной схемы составляются дифференциальные уравнения с постоянными коэффициентами, выраженные через модули векторов напряжений, токов и потокоцеплений. Эти векторы изображаются в системе синхронно вращающихся координатных осей;

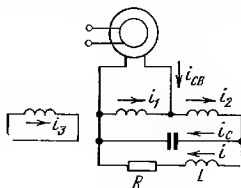
уравнения асинхронного генератора выражаются в относительных единицах. За базисную угловую частоту принимается синхронная угловая частота. При этом индуктивности и взаимные индуктивности становятся численно равными соответствующим реактивным сопротивлениям;

— составляются характеристические уравнения, которые затем разрешаются.

14.3. Характеристическое уравнение пятого порядка

Если нагрузочное сопротивление активно-индуктивное, то принципиальная схема системы в однофазном изображении будет такой, как на рис. 14.1.

Рис. 14.1. Принципиальная однофазная схема АСГУ, включенной на активно-индуктивную нагрузку повышенного напряжения



Дифференциальные уравнения генератора для этой схемы и уравнения токов системы принимают вид

$$\begin{aligned}
 [r_1 + (p + j\omega_1)L_1]I_1 + (p + j\omega_1)M_{12}I_2 + (p + j\omega_1)M_{13}I_3 &= -U_1, \\
 (p + j\omega_1)M_{12}I_1 + [r_2 + (p + j\omega_1)L_2]I_2 + (p + j\omega_1)M_{23}I_3 + \\
 + \frac{1}{(p + j\omega_1)C}I_C &= U_1, \\
 (p + j\omega_1)M_{12}I_1 + [r_2 + (p + j\omega_1)L_2]I_2 + (p + j\omega_1)M_{23}I_3 + \\
 + [R + (p - j\omega_1)L]I &= U_1,
 \end{aligned}
 \tag{14.1}$$

$$(p + js\omega_1) M_{13} I_1 + (p + js\omega_1) M_{23} I_2 + [r_s + (p + js\omega_1) L_3] I_3 = 0;$$

$$I_2 - I_C - I = 0;$$

$$I_2 - I_1 - I_{CB} = 0;$$

где $I_1, I_2, I_3, I_{CB}, I_C, I$ — соответственно модули векторов токов ОБ, РО и ротора генератора СВ, фазы конденсаторов и фазы нагрузки при соединении фаз звездой; U — модуль вектора напряжения ОБ генератора.

Представим уравнения (14.1) в относительных единицах:

$$[r_{s_1} + (p + j) x_{s1}] i_{s_1} + (p + j) x_{12} i_{s_2} + (p + j) x_{13} i_r = -u_{s_1},$$

$$(p + j) x_{12} i_{s_1} + [r_{s_2} + (p + j) x_{s_2}] i_{s_2} + (p + j) x_{23} i_r + \frac{x_C}{p + j} i_C = u_{s_2},$$

$$(p + j) x_{12} i_{s_1} + [r_{s_2} + (p + j) x_{s_2}] i_{s_2} + (p + j) x_{23} i_r +$$

$$+ [r + (p + j) x] i = u_{s_1}, \quad (14.2)$$

$$(p + js) x_{13} i_{s_1} + (p + js) x_{23} i_{s_2} + [r_r + (p + js) x_r] i_r = 0,$$

$$i_{s_2} - i_C - i = 0,$$

$$i_{s_2} - i_{s_1} - i_{CB} = 0.$$

Здесь

$$r_{s_1} = \frac{r_1}{Z_6}; \quad r_{s_2} = \frac{r_2}{Z_6}; \quad r_r = \frac{r_3}{Z_6}; \quad x_{s_1} = \frac{L_1 \omega_6}{Z_6} = \frac{L_1}{Z_6}; \quad u_{s_1} = \frac{U_1}{I_6 Z_6};$$

$$x_{s_2} = \frac{L_2}{Z_6}; \quad x_r = \frac{L_3}{Z_6}; \quad x_{12} = \frac{M_{12}}{Z_6}; \quad x_{23} = \frac{M_{23}}{Z_6};$$

$$x_{13} = \frac{M_{13}}{Z_6}; \quad r = \frac{R}{Z_6}; \quad x = \frac{L}{Z_6}; \quad x_C = \frac{1}{C};$$

$$i_{s_1} = \frac{I_1}{I_6}; \quad i_{s_2} = \frac{I_2}{I_6}; \quad i_r = \frac{I_3}{I_6}; \quad i_C = \frac{I_C}{I_6},$$

где Z_6, I_6 — соответственно базовые значения сопротивления и тока фазы.

Введем обозначения:

$\sigma_{13}, \sigma_{23}, \sigma_{12}, \sigma, \gamma$ — коэффициенты рассеяния;

x'_{s_1}, x'_{s_2} — индуктивные сопротивления короткого замыкания статорных обмоток АГ;

$\delta_1, \delta_2, \delta_r$ — коэффициенты затухания,

причем

$$\sigma_{12} = 1 - \frac{x_{12}^2}{x_{s_1} x_{s_2}}; \quad \sigma_{13} = 1 - \frac{x_{13}^2}{x_{s_1} x_r};$$

$$\sigma_{23} = 1 - \frac{x_{23}^2}{x_{s_2} x_r}; \quad \sigma = \sigma_{13} + \sigma_{23} + \sigma_{12};$$

$$\gamma = 1 - \frac{x_{12} x_{23} x_{13}}{x_{s_1} x_{s_2} x_r}; \quad x'_{s_1} = x_{s_1} \sigma_{13}; \quad x'_{s_2} = x_{s_2} \sigma_{23};$$

$$\delta_1 = \frac{r_{s_1}}{x_{s_1}}; \quad \delta_2 = \frac{r_{s_2}}{x_{s_2}}; \quad \delta_r = \frac{r_r}{x_r}.$$

Определитель системы (14.2)

$$D = \begin{vmatrix} r_{s_1} + (p + j)x_{s_1} & (p + j)x_{12} & (p + j)x_{13} \\ (p + j)x_{12} & r_{s_2} + (p + j)x_{s_2} & (p + j)x_{23} \\ (p + j)x_{12} & r_{s_1} + (p + j)x_{s_1} & (p + j)x_{23} \\ (p + js)x_{13} & (p + js)x_{23} & r_r + (p + js)x_r \\ 0 & 1 & 0 \\ -1 & 1 & 0 \end{vmatrix} \cdot \begin{vmatrix} 0 & 0 & 0 \\ \frac{x_c}{p + j} & 0 & 0 \\ 0 & r + (p + j)x & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ -1 & -1 & 0 \\ 0 & 0 & -1 \end{vmatrix}. \quad (14.3)$$

Решение (14.3) приводит к характеристическому уравнению пятого порядка с комплексными коэффициентами

$$A_0 p^5 + (A_1 + jB_1)p^4 + (A_2 + jB_2)p^3 + (A_3 + jB_3)p^2 + (A_4 + jB_4)p + (A_5 + jB_5) = 0, \quad (14.4)$$

где

$$\begin{aligned} A_0 &= x_{s_1} x_{s_2} x_r (\sigma - 2\gamma) x; \\ A_1 &= x_{s_1} x_{s_2} x_r [(\sigma - 2\gamma) r + (\delta_1 \sigma_{23} + \delta_2 \sigma_{13} + \delta_r \sigma_{12}) x]; \\ B_1 &= (\sigma - 2\gamma)(4 + s) x; \\ A_2 &= x_{s_1} x_{s_2} x_r \{[\delta_1 \delta_2 + \delta_2 \delta_r + \delta_1 \delta_r] - 2(\sigma - 2\gamma)(3 + 2s)\} x + \\ &+ (\delta_1 \sigma_{23} + \delta_2 \sigma_{13} + \delta_r \sigma_{12}) r + (\sigma - 2\gamma) x_c + x'_{s_1} x_r x_c; \\ B_2 &= x_{s_1} x_{s_2} x_r \{(\sigma - 2\gamma)(3 + s) r + [2(\delta_1 \sigma_{23} + \delta_2 \sigma_{13} + \delta_r \sigma_{12}) + \\ &+ (\delta_1 \sigma_{23} + \delta_2 \sigma_{13})(1 + s) + 2\delta_r \sigma_{12}] x\}; \\ A_3 &= x_c [x'_{s_1} x_r r + (x_{s_1} r_r + r_{s_1} x_r) x] + x_{s_1} x_{s_2} x_r [\delta_1 \delta_2 \delta_r - \end{aligned}$$

$$-3[(\delta_1\sigma_{23} + \delta_2\sigma_{13})(1+s) + 2\delta_r\sigma_{12}]x + (\delta_1\sigma_{23} + \delta_2\sigma_{13} + \delta_1\sigma_{12})x_C + \\ + [(\delta_1\delta_2 + \delta_2\delta_r + \delta_1\delta_r) - 3(\sigma - 2\gamma)(1+s)]r];$$

$$B_3 = x_{s_1}x_{s_2}x_r \{[(\delta_1\sigma_{23} + \delta_2\sigma_{13})(2+s) + 3\delta_r\sigma_{12}]r + \\ + [3(\delta_1 + \delta_2)\delta_r + \delta_1\delta_2(2+s) - 2(\sigma - 2\gamma)(2+3s)]x + \\ + (\sigma - 2\gamma)(s+2)x_C\} + x'_{s_1}x_r x_C x(2+s);$$

$$A_4 = x_{s_1}x_{s_2}x_r \{[\delta_1\delta_2\delta_r - (\delta_1\sigma_{23} + \delta_2\sigma_{13})(1+2s) - 3\delta_r\sigma_{12}]r - \\ - [3(\delta_1 + \delta_2)\delta_r + \delta_1\delta_2(1+2s) - (\sigma - 2\gamma)(1+4s)]x + \\ + [(\delta_1\delta_2 + \delta_2\delta_r + \delta_1\delta_r) - (\sigma - 2\gamma)(1+2s)]x_C\} + \\ + [(x_{s_1}r_r + r_{s_4}x_r) + (r_{s_1}r_r - x'_{s_1}x_r(1+2s))x]x_C;$$

$$B_4 = x_{s_1}x_{s_2}x_r \{[\delta_1\delta_2(1+s) + 2(\delta_1 + \delta_2)\delta_r - (\sigma - 2\gamma)(1+3s)]r + \\ + [2\delta_1\delta_2\delta_r - (\delta_1\sigma_{23} + \delta_2\sigma_{13})(1+3s) - 4\delta_r\sigma_{12}]x + [(\delta_1\sigma_{23} + \delta_2\sigma_{13})(1+s) + \\ + 2\delta_r\sigma_{12}]x_C\} + [x_r(x'_{s_1}r - r_{s_1}x)(1+s) + 2x_{s_1}r_r x]x_C;$$

$$A = x_{s_1}x_{s_2}x_r \{[\delta_1\delta_2\delta_r - (\delta_1\sigma_{23} + \delta_2\sigma_{13})s - \delta_r\sigma_{12}](x_C - x) - [(\delta_1\delta_r + \delta_2\delta_r + \\ + s\delta_1\delta_2) - s(\sigma - 2\gamma)]r\} + [(r_{s_1}r_r - s x'_{s_1}x_r)r - (x_{s_1}r_r + s r_{s_1}x_r)x]x_C;$$

$$B = x_{s_1}x_{s_2}x_r \{[\delta_1\delta_2\delta_r - (\delta_1\sigma_{23} + \delta_2\sigma_{13})s - \delta_r\sigma_{12}]r + [(\delta_1\delta_r + \delta_2\delta_r + s\delta_1\delta_2) - \\ - s(\sigma - 2\gamma)](x_C - x)\} + [(x_{s_1}r_r + s r_{s_1}x_r)r - (r_{s_1}r_r - s x'_{s_1}x_r)x]x_C.$$

Пусть параметры исследуемого АГ следующие:

$$r_{s1} = 0,032; r_{s2} = 0,016; r_r = 0,044; x_{s1} = 1,464; x_{s2} = 0,366; x_r = 1,42; \\ x_{12} = 0,66; x_{13} = 1,355; x_{23} = 0,679; \sigma_{13} = 0,1168; \sigma_{23} = 0,113; \sigma_{12} = \\ = 0,187; \delta_1 = 0,021857; \delta_2 = 0,043715; \delta_r = 0,031.$$

Тогда при $s = -0,04$, $x_C = 2,82$ и параметрах нагрузочного сопротивления $r = 1,34$, $x = 0,973$ получим

$$p^5 + (2,17 + j3,95)p^4 + (51,4 + j6,8)p^3 + (101 + j109,5)p^2 + \\ + (-19,75 + j109,2)p + (-11,3 + j16,65) = 0. \quad (14.5)$$

Решение уравнения (14.5) дает следующие приближенные значения корней:

$$p_1 = -0,227 - j0,0445; \\ p_2 = -0,204 - j0,8547, \quad (14.6)$$

$$p_3 = -1,39 - j1,273, \\ p_4 = -0,13465 + j6,5796, \\ p_5 = -0,171 - j8,371.$$

Вещественная часть корней равна коэффициентам затухания составляющих свободного тока, мнимая — их частотам.

14. 4. Характеристические уравнения четвертого порядка

Послекоммутационная схема, приведенная на рис. 14.2, соответствует случаю активной нагрузки.

Дифференциальные уравнения асинхронного генератора и уравнения токов системы будут следующими:

$$\begin{aligned}
 [r_1 + (p + j\omega_1)L_1]I_1 + (p + j\omega_1)M_{12}I_2 + (p + j\omega_1)M_{13}I_3 &= -U_1; \\
 (p + j\omega_1)M_{12}I_1 + [r_2 + (p + j\omega_1)L_2]I_2 + (p + j\omega_1)M_{23}I_3 + \\
 + \frac{1}{(p + j\omega_1)C}I_C &= -U_1; \\
 (p + j\omega_1)M_{13}I_1 + [r_3 + (p + j\omega_1)L_3]I_3 + \\
 + I_2 + (p + j\omega_1)M_{23}I_3 + RI &= -U_1; \\
 (p + js\omega_1)M_{13}I_1 + (p + js\omega_1)M_{23}I_2 + \\
 + [r_3 + (p + js\omega_1)L_3]I_3 &= 0; \\
 I_2 - I_C - I &= 0, \\
 I_2 - I_1 - I_{CB} &= 0.
 \end{aligned} \quad (14.7)$$

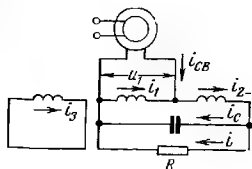


Рис. 14.2. Принципиальная однофазная схема АСГУ, включенной на активную нагрузку повышенного напряжения

Переходя к системе уравнений, выраженных в относительных единицах, вместо уравнений (14.7) будем иметь

$$\begin{aligned}
 [r_{s1} + (p + j)x_{s1}]i_{s1} + (p + j)x_{12}i_{s2} - (p + j)x_{13}i_r &= -u_{s1}, \\
 (p + j)x_{12}i_{s1} + [r_{s2} + (p + j)x_{s2}]i_{s2} + (p + j)x_{23}i_r + \frac{xc}{p + j}i_C &= u_1, \\
 (p + j)x_{12}i_{s1} + [r_{s2} + (p + j)x_{s2}]i_{s2} + (p + j)x_{23}i_r + ri &= u_1, \\
 (p + js)x_{13}i_{s1} + (p + js)x_{23}i_{s2} + [r_r + (p + js)x_r]i_r &= 0, \\
 i_{s1} - i_C - i &= 0, \\
 i_{s2} - i_1 - i_{CB} &= 0.
 \end{aligned} \quad (14.8)$$

Определитель системы (14.8)

$$D = \begin{vmatrix}
 r_{s1} + (p + j)x_{s1} & (p + j)x_{12} & (p + j)x_{13} & 0 & 0 & 0 \\
 (p + j)x_{12} & r_{s2} + (p + j)x_{s2} & (p + j)x_{23} & \frac{xc}{p + j} & 0 & 0 \\
 (p + j)x_{12} & r_{s2} + (p + j)x_{s2} & (p + j)x_{23} & 0 & r & 0 \\
 (p + js)x_{13} & (p + js)x_{23} & r_r + (p + js)x_r & 0 & 0 & 0 \\
 0 & 1 & 0 & -1 & -1 & 0 \\
 -1 & 1 & 0 & 0 & 0 & -1
 \end{vmatrix} \quad (14.9)$$

Раскрыв определитель, получаем характеристическое уравнение четвертого порядка с комплексными коэффициентами

$$A_0 p^4 + (A_1 + jB_1) p^3 + (A_2 + jB_2) p^2 + (A_3 + jB_3) p + (A + jB) = 0, \quad (14.10)$$

где $A_0 = x_{s_1} x_{s_2} x_r (\sigma - 2\gamma) r$;

$$A_1 = x_{s_1} x_{s_2} x_r [(\delta_1 \tau_{23} + \delta_2 \tau_{13} + \delta_r \tau_{12}) r + (\sigma - 2\gamma) x_C];$$

$$B_1 = x_{s_1} x_{s_2} x_r (\sigma - 2\gamma) (3 + s);$$

$$A_2 = x_{s_1} x_{s_2} x_r \{[(\delta_1 \delta_2 + \delta_2 \delta_r + \delta_1 \delta_r) - 3(\sigma - 2\gamma)(1 + s)] r +$$

$$+ (\delta_1 \tau_{23} + \delta_2 \tau_{13} + \delta_r \tau_{12}) x_C\} + x'_{s_1} x_r r x_C;$$

$$B_2 = x_{s_1} x_{s_2} x_r \{[(\delta_1 \tau_{23} + \delta_2 \tau_{13})(s + 2) + 3\delta_r \tau_{12}] r + (\sigma - 2\gamma)(s + 2) x_C\};$$

$$A_3 = x_{s_1} x_{s_2} x_r \{[(\delta_1 \delta_2 + \delta_2 \delta_r + \delta_1 \delta_r) - (\sigma - 2\gamma)(1 + 2s)] x_C -$$

$$- [(\delta_1 \tau_{23} + \delta_2 \tau_{13})(1 + 2s) + 3\delta_r \tau_{12}] r\} + [(x_{s_1} r_r + r_{s_1} x_r) x_C + r_{s_1} r_{s_2} r_r] r;$$

$$B_3 = x_{s_1} x_{s_2} x_r \{[(\delta_1 + 2\delta_2) \delta_r + \delta_1 \delta_2 (1 + s) - (\sigma - 2\gamma)(1 + 3s)] r +$$

$$+ [(\delta_1 \tau_{23} + \delta_2 \tau_{13})(1 + s) + 2\delta_r \tau_{12}] x_C\} + x'_{s_1} x_r r x_C (1 + s);$$

$$A = -x_{s_1} x_{s_2} x_r \{[(\delta_1 \delta_r + \delta_2 \delta_r + s \delta_1 \delta_2) - s(\sigma - 2\gamma)] r + [(\delta_1 \tau_{23} + \delta_2 \tau_{13}) s +$$

$$+ \delta_r \tau_{12}] x_C\} + [(r_{s_1} r_r - s x'_{s_1} x_r) r + r_{s_1} r_{s_2} r_r] x_C;$$

$$B = x_{s_1} x_{s_2} x_r \{[(\delta_1 \delta_r + \delta_2 \delta_r + s \delta_1 \delta_2) - s(\sigma - 2\gamma)] x_C -$$

$$- [(\delta_1 \tau_{23} + \delta_2 \tau_{13}) s + \delta_r \tau_{12}] r\} + [(x_{s_1} r_r + s r_{s_1} x_r) x_C + r_{s_1} r_{s_2} r_r] r.$$

Применительно к исследуемому АГ для скольжения $s = -0,04$ и сопротивлений в цепи РО $x_C = 2,82$, $r = 2,041$ получим

$$p^4 + (2,89 + j2,21) p^3 + (51,9 - j6,01) p^2 + (21,22 + j52,58) p +$$

$$+ (1,615 + j13,7) = 0. \quad (14.11)$$

Приближенные значения корней этого уравнения следующие:

$$p_1 = -0,2669 - j0,01289,$$

$$p_2 = -0,1814 - j0,9456, \quad (14.12)$$

$$p_3 = -1,3394 + j6,515,$$

$$p_4 = -1,1105 - j7,753.$$

Для послекоммутационной схемы рис. 14.3 имеет место очевидное равенство

$$I_2 = I_C. \quad (14.13)$$

Поэтому дифференциальные уравнения генератора и уравнение токов системы принимают вид

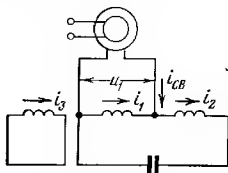


Рис. 14.3. Принципиальная однофазная схема АСГУ в режиме холостого хода

$$\begin{aligned}
& [r_1 + (p + j\omega_1)L_1]I_1 + (p + j\omega_1)M_{12}I_2 + (p + j\omega_1)M_{13}I_3 = -U_1, \\
& (p + j\omega_1)M_{12}I_1 + \left[r_2 + (p + j\omega_1)L_2 + \frac{1}{(p + j\omega_1)C} \right] I_2 + \\
& + (p + j\omega_1)M_{23}I_3 = U_1,
\end{aligned} \tag{14.14}$$

$$\begin{aligned}
& (p + js\omega_1)M_{13}I_1 + (p + js\omega_1)M_{23}I_2 + [r_3 + (p + js\omega_1)L_3]I_3 = 0, \\
& I_2 - I_1 - I_{CB} = 0.
\end{aligned}$$

Соотношениям (14.14) соответствуют уравнения, выраженные через относительные единицы:

$$\begin{aligned}
& [r_{s_1} + (p + j)x_{s_1}]i_{s_1} + (p + j)x_{12}i_{s_2} + (p + j)x_{13}i_r = -u_{s_1}, \\
& (p + j)x_{12}i_{s_1} + \left[r_{s_2} + (p + j)x_{s_2} + \frac{x_c}{p + j} \right] i_{s_2} + (p + j)x_{23}i_r = u_{s_1}, \\
& (p + js)x_{13}i_{s_1} + (p + js)x_{23}i_{s_2} + [r_r + (p + js)x_r]i_r = 0, \\
& i_2 - i_1 - i_{CB} = 0.
\end{aligned} \tag{14.15}$$

Определитель системы (14.15)

$$D = \begin{vmatrix} r_{s_1} + (p + j)x_{s_1} & (p + j)x_{12} & (p + j)x_{13} & 0 \\ (p + j)x_{12} & r_{s_2} + (p + j)x_{s_2} + \frac{x_c}{p + j} & (p + j)x_{23} & 0 \\ (p + js)x_{13} & (p + js)x_{23} & r_r + (p + js)x_r & 0 \\ -1 & 1 & 0 & -1 \end{vmatrix}. \tag{14.16}$$

Раскрыв определитель, получаем характеристическое уравнение четвертого порядка с комплексными коэффициентами:

$$\begin{aligned}
& A'_0 p^4 + (A'_1 + jB'_1)p^3 + (A'_2 + jB'_2)p^2 + (A'_3 + jB'_3)p + \\
& + (A' + jB') = 0,
\end{aligned} \tag{14.17}$$

где $A'_0 = x_{s_1}x_{s_2}x_r(\sigma - 2\gamma)$;

$$A'_1 = x_{s_1}x_{s_2}x_r(\delta_1\tau_{23} - \delta_2\tau_{13} + \delta_r\tau_{12});$$

$$B'_1 = x_{s_1}x_{s_2}x_r(\sigma - 2\gamma)(3 + s);$$

$$A'_2 = x_{s_1}x_{s_2}x_r \left[\frac{x_c}{x_{s_2}} \tau_{13} + (\delta_1\delta_2 + \delta_2\delta_r + \delta_1\delta_r) - 3(\sigma - 2\gamma)(1 + s) \right];$$

$$B'_2 = x_{s_1}x_{s_2}x_r [(\delta_1\tau_{23} + \delta_2\tau_{13})(2 + s) + 3\delta_r\tau_{12}];$$

$$\begin{aligned}
A'_3 = x_{s_1}x_{s_2}x_r \left[\frac{x_c}{x_{s_2}} (\delta_1 + \delta_r) + \delta_1\delta_2\delta_r - (\delta_1\tau_{23} + \delta_2\tau_{13} + 3\delta_r\tau_{12}) - \right. \\
\left. - 2s(\delta_1\tau_{23} + \delta_2\tau_{13}) \right];
\end{aligned}$$

$$B'_3 = x_{s_1} x_{s_2} x_r \left\{ \frac{x_c}{x_{s_3}} \sigma_{13} + \delta_1 \delta_2 + 2\delta_r (\delta_1 + \delta_2) - (\sigma - 2\gamma) + \right. \\ \left. + s \left[\frac{x_c}{x_{s_2}} \sigma_{13} + \delta_1 \delta_2 - 3(\sigma - 2\gamma) \right] \right\};$$

$$A' = x_{s_1} x_{s_2} x_r \left[\frac{x_c}{x_{s_2}} (\delta_1 \delta_r - s \sigma_{13}) - (\delta_1 \delta_r + \delta_2 \delta_r + \delta_1 \delta_2) + s(\sigma - 2\gamma) \right];$$

$$B' = x_{s_1} x_{s_2} x_r \left[\frac{x_c}{x_{s_2}} (\delta_r + s \delta_1) + \delta_1 \delta_2 \delta_r - s(\delta_1 \sigma_{23} + \delta_2 \sigma_{13} + \delta_r \sigma_{12}) \right].$$

Применительно к исследуемому АГ при $s = 0,04$ и $x_c = 2,82$ характеристическое уравнение принимает вид

$$p^4 + (0,793 + j2,95)p^3 + (50,6 + j2,01)p^2 + (22,8 + j50,6)p + \\ + (2,22 + j13,4) = 0. \quad (14.18)$$

Решение уравнения (14.18) дает следующие приближенные значения корней:

$$p_1 = -0,264 - j0,0092; \quad p_3 = -0,176 - j8,39, \\ p_2 = -0,195 - j0,91, \quad p_4 = -0,166 + j6,35. \quad (14.19)$$

14.5. Характеристическое уравнение третьего порядка

При симметричном коротком замыкании в нагрузке (рис. 14.4) обе статорные обмотки АГ находятся под одним и тем же напряжением $U_{1к}$.

Дифференциальные уравнения напряжений АГ и уравнения токов системы будут следующими:

$$[r_1 + (p + j\omega_1)L_1]I_{1к} + (p + j\omega_1)M_{12}I_{2к} + \\ + (p + j\omega_1)M_{13}I_{3к} = -U_{1к}, \quad (14.20)$$

$$(p + j\omega_1)M_{12}I_{1к} + [r_2 + (p + j\omega_1)L_2] \times \\ \times I_{2к} + (p + j\omega_1)M_{23}I_{3к} = U_{1к},$$

$$(p + js\omega_1)M_{13}I_{1к} + (p + js\omega_1)M_{23}I_{2к} +$$

$$[r_3 + (p + js\omega_1)L_3]I_{3к} = 0,$$

$$I_{2к} - I_{1к} - I_{CBк} = 0,$$

откуда

$$[r_{s_1} + (p + j)x_{s_1}]i_{s_{1к}} + (p + j)x_{12}i_{s_{2к}} + (p + j)x_{13}i_{r_k} = u_{s_{1к}},$$

$$(p + j)x_{12}i_{s_{1к}} + [r_{s_2} + (p + j)x_{s_2}]i_{s_{2к}} + (p + j)x_{23}i_{r_k} = u_{s_{1к}}, \quad (14.21)$$

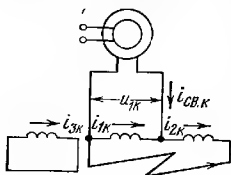


Рис. 14.4. Принципиальная однофазная схема АСГУ при коротком замыкании в цепи нагрузки повышенного напряжения

$$(p + js)x_{13}i_{s_{1k}} + (p + js)x_{23}i_{s_{2k}} + [r_r + (p + js)x_r]i_{r_k} = 0, \\ i_{s_{2k}} - i_{s_{1k}} - i_{CB_k} = 0.$$

Определитель системы (14.21)

$$D = \begin{vmatrix} r_{s_1} + (p + j)x_{s_1} & (p + j)x_{12} & (p + j)x_{13} & 0 \\ (p + j)x_{12} & r_{s_2} + (p + j)x_{s_2} & (p + j)x_{23} & 0 \\ (p + js)x_{13} & (p + js)x_{23} & r_r + (p + js)x_r & 0 \\ -1 & 1 & 0 & -1 \end{vmatrix}. \quad (14.22)$$

После решения (14.22) находим

$$A_0 p^3 + (A_1 + jB_1)p^2 + (A_2 + jB_2)p + (A + jB) = 0, \quad (14.23)$$

где $A_0 = x_{s_1}x_{s_2}x_r(\tau - 2\gamma)$;

$$A_1 = x_{s_1}x_{s_2}x_r(\delta_1\tau_{23} + \delta_2\tau_{13} + \delta_r\tau_{12}); \quad B_1 = x_{s_1}x_{s_2}x_r(\tau - 2\gamma)(2 + s);$$

$$A_2 = x_{s_1}x_{s_2}x_r[(\delta_1\delta_2 + \delta_2\delta_r + \delta_1\delta_r) - (\tau - 2\gamma)(1 + 2s)];$$

$$B_2 = x_{s_1}x_{s_2}x_r[(\delta_1\tau_{23} + \delta_2\tau_{13})(1 + s) + 2\delta_r\tau_{12}];$$

$$A = r_{s_1}r_{s_2}r_r - x_{s_1}x_{s_2}x_r[(\delta_1\tau_{23} + \delta_2\tau_{13})s + \delta_r\tau_{12}],$$

$$B = x_{s_1}x_{s_2}x_r[(\delta_1\delta_r + \delta_2\delta_r + s\delta_1\delta_2) - s(\tau - 2\gamma)].$$

Применительно к исследуемому АГ для $s = -0,04$ получим

$$p^3 + (0,797 + j1,96)p^2 + (-0,748 + j1,125)p + \\ + (-0,325 + j0,161) = 0. \quad (14.24)$$

Корни характеристического уравнения (14.24)

$$p_1 = -0,37 - j0,01; \quad p_2 = -0,311 - j1,12, \\ p_3 = 0,115 - j0,826. \quad (14.25)$$

Для иллюстрации на рис. 14.5 приведена осциллограмма токов статорных обмоток асинхронного генератора и тока синхронного возбудителя (i_{0B} , i_{r0} , i_{CB}), полученная при симметричном коротком замыкании в нагрузке повышенного напряжения. Это короткое замыкание равносильно противовключению рабочей обмотки (см. рис. 14.4): ток обмотки непосредственно после короткого замыкания изменяет фазу на обратную, оказываясь в противофазе с током обмотки возбуждения генератора. В результате первоначальные броски тока синхронного возбудителя ограничиваются, так как здесь ток СВ определяется алгебраической суммой токов статорных обмоток АГ.

В процессе короткого замыкания ток рабочей обмотки снова изменяет фазу и в установившемся режиме короткого замыкания

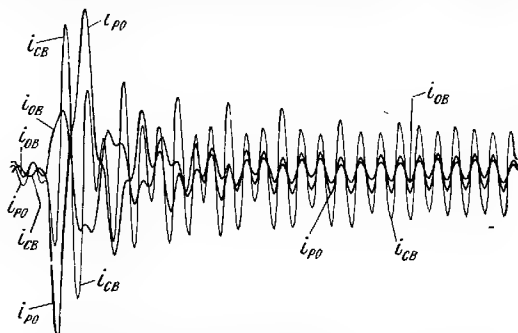


Рис. 14.5. Осциллограмма токов статорных обмоток АГ и тока СВ при коротком замыкании в цепи нагрузки повышенного напряжения

токи статорных обмоток АГ совпадают по фазе, а ток синхронного возбудителя становится равным арифметической сумме этих токов.

14.6. Характеристическое уравнение второго порядка

Для послекоммутационной схемы с разомкнутой цепью рабочей обмотки дифференциальные уравнения асинхронного генератора будут следующими:

$$\begin{aligned} [r_1 + (p + j\omega_1)L_1]I_1 + (p + j\omega_1)M_{13}I_3 &= -U_1, \\ (p + js\omega_1)M_{13}I_1 + [r_3 + (p + js\omega_1)L_3]I_3 &= 0, \end{aligned} \quad (14.26)$$

откуда

$$\begin{aligned} [r_{s_1} + (p + j)x_{s_1}]i_{s_1} + (p + j)x_{13}i_r &= -u_{s_1}, \\ (p + js)x_{13}i_{s_1} + [r_r + (p + js)x_r]i_r &= 0. \end{aligned} \quad (14.27)$$

Определитель системы (14.27):

$$D = \begin{vmatrix} r_{s_1} + (p + j)x_{s_1} & (p + j)x_{13} \\ (p + js)x_{13} & r_r + (p + js)x_r \end{vmatrix} \quad (14.28)$$

После несложных преобразований получаем характеристическое уравнение второго порядка

$$A_0 p^2 + (A_1 + jB_1)p + (A + jB) = 0, \quad (14.29)$$

где $A_0 = x'_{s1} x_r$; $A_1 = x_{s1} x_r (\delta_1 + \delta_r)$; $B_1 = x'_{s1} x_r (1 + s)$;

$$A = r_1 r_r - s x'_{s1} x_r; \quad B = x_{s1} r_r + s x_r r_1.$$

Применительно к исследуемому генератору при скольжении $s = -0,04$ характеристическое уравнение принимает вид

$$p^2 + (0,455 + j0,96)p + (0,0455 + j0,258) = 0. \quad (14.30)$$

Корни этого уравнения

$$p_1 = -0,269 - j0,0075, \quad p_2 = -0,1862 - j0,9525. \quad (14.31)$$

14.7. Составляющие свободного тока

На основе полученных данных применительно к каждой послекоммутационной схеме могут быть написаны выражения для изображений токов, например:

$$i_{s1} = \frac{D_1}{D}; \quad i_{s2} = \frac{D_2}{D}; \quad i_r = \frac{D_3}{D}, \quad (14.32)$$

где определитель D вычисляется по формулам, приведенным ранее, а определитель D_1 получается из D заменой элементов первого столбца свободными членами. Определители D_2 и D_3 получаются аналогично.

К соотношениям (14.32) применима теорема разложения. В выражения для реальных токов вводится множитель $e^{j\omega_1 t}$.

Из полученных выражений для корней характеристических уравнений с учетом последнего замечания следует, что в свободных токах асинхронного генератора при угловой скорости вращения ротора $\omega_r = \frac{\omega_{св}}{p}$ всегда содержатся составляющие, одна

из которых имеет частоту, близкую к электрической частоте вращения ротора, а другая (или две других) частоту, близкую к нулю. Эта особенность, характерная для переходных процессов асинхронных машин, отмечена в работах [5; 7] и др. Декременты затухания зависят от соотношения параметров послекоммутационной схемы.

Наличие в цепи генератора емкости или емкости и нагрузочных сопротивлений обуславливает появление в свободном токе двух составляющих с одинаковыми или практически одинаковыми повышенными частотами. С увеличением активного сопротивления нагрузки коэффициенты затухания этих составляющих возрастают.

Заметим, что степень алгебраического уравнения принципиально не ограничивает использованного нами способа определения корней. Перспектив все здесь, однако, применение аналоговых машин, позволяющих получить решение характеристического уравнения непосредственно в виде кривой свободного тока.

ПРИЛОЖЕНИЯ

Таблица П1

РАСЧЕТНЫЕ СЕЧЕНИЯ ОБМОТОЧНОЙ ПРЯМОУГОЛЬНОЙ МЕДИ С УЧТОМ СКРУГЛЕНИЯ УГЛОВ В ММ В ММ 10³

Номиналь- ный размер b, мм · 10 ³	Номинальный размер a, мм · 10 ³																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																						
	0,90	1,00	1,08	1,16	1,25	1,35	1,45	1,56	1,68	1,81	1,95	2,10	2,26	2,44	2,63	2,83	3,05	3,28	3,53	3,80	4,10	4,40	4,70	5,10	5,50	5,90	6,40	6,90	7,40	8,00	8,60	9,30	10,0	10,8	11,6	12,5	13,5	14,5																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																																	
1,82	1,89	2,06	2,23	2,42	2,63	2,84	3,07	3,32	3,59	—	3,92	—	4,63	—	5,37	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—

Примечание. Размеры и площади, приведенные в таблице, пересчитаны по формулам, приведенным в таблице, с учетом скругления углов. Подстановкой в расчетные формулы необходимо умножить соответствующие на 10⁻³ и 10⁻⁶.

**ДАННЫЕ ОБМОТОЧНЫХ ПРОВОДОВ ПЭТ, ПНЭТ, ПЭВ-2
(МЕДНЫХ, КРУГЛЫХ)**

Номи- нальный диаметр голового провода d , м·10 ³	Площадь сечения меди S_m , мм ² ·10 ⁶	Максимальный диаметр изолиро- ванного провода $d_{из}$, м·10 ³		Номи- нальный диаметр голового провода d , м·10 ³	Площадь сечения меди S_m , мм ² ·10 ⁶	Максимальный диаметр изолиро- ванного провода $d_{из}$, м·10 ³	
		ПЭТ, ПНЭТ	ПЭВ-2			ПЭТ, ПНЭТ	ПЭВ-2
0,06	0,00283		0,09	0,53	0,2206	0,56	0,60
0,07	0,00385		0,10	0,55	0,2376	0,61	0,62
0,08	0,00503		0,11	0,57	0,2552	0,63	0,64
0,09	0,00636		0,12	0,59	0,2734	0,65	0,66
0,10	0,00785	0,12	0,13	0,62	0,3019	0,68	0,69
0,11	0,00950	0,13	0,14	0,64	0,3217	0,70	0,72
0,12	0,01131	0,14	0,15	0,67	0,3526	0,73	0,75
0,13	0,0133	0,15	0,16	0,69	0,3739	0,74	0,77
0,14	0,0154	0,16	0,17	0,72	0,4071	0,78	0,80
0,15	0,0177	0,18	0,19	0,74	0,4301	0,80	0,83
0,16	0,0201	0,19	0,20	0,77	0,4657	0,83	0,86
0,17	0,0227	0,20	0,21	0,80	0,5027	0,86	0,89
0,18	0,0255	0,21	0,22	0,83	0,5411	0,89	0,92
0,19	0,0284	0,22	0,23	0,86	0,5808	0,92	0,95
0,20	0,0314	0,23	0,24	0,90	0,6362	0,96	0,99
0,21	0,0346	0,24	0,25	0,93	0,6793	0,99	1,02
0,23	0,0415	0,27	0,28	0,96	0,7238	1,02	1,05
0,25	0,0491	0,29	0,30	1,00	0,7854	1,08	1,11
0,27	0,0573	0,31	0,32	1,04	0,8495	1,12	1,15
0,29	0,0661	0,33	0,34	1,08	0,9161	1,16	1,19
0,31	0,0755	0,35	0,36	1,12	0,9852	1,20	1,23
0,33	0,0855	0,37	0,38	1,16	1,0568	1,24	1,27
0,35	0,0962	0,39	0,41	1,20	1,1309	1,28	1,31
0,38	0,1134	0,42	0,44	1,25	1,2271	1,33	1,36
0,41	0,1320	0,45	0,47	1,30	1,3273	1,38	1,41
0,44	0,1521	0,47	0,50	1,35	1,4314	1,43	1,46
0,47	0,1735	0,51	0,53	1,40	1,5394	1,48	1,51
0,49	0,1886	0,53	0,55	1,45	1,6513	1,53	1,56
0,51	0,2043	0,57	0,58	1,50	1,7672	1,58	1,61

Номинальный диаметр голого провода d , м·10 ³	Площадь сечения меди S_M , м ² ·10 ⁶	Максимальный диаметр изолированного провода $d_{из}$, м·10 ³		Номинальный диаметр голого провода d , м·10 ³	Площадь сечения меди S_M , м ² ·10 ⁶	Максимальный диаметр изолированного провода $d_{из}$, м·10 ³	
		ПЭТ, ПНЭТ	ПЭВ-2			ПЭТ, ПНЭТ	ПЭВ-2
1,56	1,9113	1,64	1,67	1,95	2,9865	2,01	2,07
1,62	2,0610	1,70	1,73	2,02	3,2047	2,12	2,14
1,68	2,2167	1,76	1,79	2,10	3,4636	2,20	2,23
1,74	2,3779	1,82	1,85	2,26	4,0118	2,36	2,39
1,81	2,5730	1,89	1,93	2,44	4,6760	2,54	2,57
1,88	2,7759	1,97	2,00				

Примечания. 1. ПЭТ — провод медный, эмалированный, высоконагревостойкий с полиамидной изоляцией. ПНЭТ — провод медный, никелированный, эмалированный, высоконагревостойкий с полиамидной изоляцией.

Эти провода допускается использовать при температуре 493 К в продолжительном режиме и при температуре 573 К, если срок эксплуатации ограничен.

2. ПЭВ-2 — провод медный, изолированный высокопрочной эмалью (винифлекс), двухслойная изоляция.

3. Диаметры и площади, приведенные в таблице, перед подстановкой в расчетные формулы необходимо умножить соответственно на 10^{-3} и 10^{-6} .

Таблица ПЗ

ДАННЫЕ ОБМОТОЧНЫХ ПРОВОДОВ ПЭВП (МЕДНЫХ, ИЗОЛИРОВАННЫХ ВЫСОКОПРОЧНОЙ ЭМАЛЬЮ, ПРЯМОУГОЛЬНЫХ)

Номинальные размеры проволоки $a \times b$, м	Максимальная толщина изоляции $a_{из} - a = -b_{из} - b$, м	Площадь сечения меди S_M , м ²	Номинальные размеры проволоки $a \times b$, м	Максимальная толщина изоляции $a_{из} - a = -b_{из} - b$, м	Площадь сечения меди S_M , м ²
(0,5×8,8)10 ⁻³	0,10·10 ⁻³	4,22·10 ⁻⁶	(1,16×4,18)10 ⁻³	0,11·10 ⁻³	4,66·10 ⁻⁶
(0,5×2,83)10 ⁻³	0,10·10 ⁻³	1,35·10 ⁻⁶	(1,25×5,9)10 ⁻³	0,11·10 ⁻³	7,17·10 ⁻⁶
(0,6×4,7)10 ⁻³	0,10·10 ⁻³	2,70·10 ⁻⁶	(1,3×4,96)10 ⁻³	0,11·10 ⁻³	6,20·10 ⁻⁶
(0,8×4,4)10 ⁻³	0,10·10 ⁻³	3,38·10 ⁻⁶	(1,35×2,44)10 ⁻³	0,11·10 ⁻³	3,08·10 ⁻⁶
(0,83×2,1)10 ⁻³	0,10·10 ⁻³	1,60·10 ⁻⁶	(1,43×3,53)10 ⁻³	0,12·10 ⁻³	4,91·10 ⁻⁶
(0,83×3,53)10 ⁻³	0,10·10 ⁻³	2,82·10 ⁻⁶	(1,5×2,85)10 ⁻³	0,12·10 ⁻³	3,00·10 ⁻⁶
(0,9×2,83)10 ⁻³	0,10·10 ⁻³	2,48·10 ⁻⁶	(1,68×4,4)10 ⁻³	0,12·10 ⁻³	7,18·10 ⁻⁶
(1,0×3,8)10 ⁻³	0,10·10 ⁻³	3,59·10 ⁻⁶	(1,81×3,8)10 ⁻³	0,12·10 ⁻³	6,67·10 ⁻⁶
(1,08×3,1)10 ⁻³	0,11·10 ⁻³	5,30·10 ⁻⁶	(1,81×4,4)10 ⁻³	0,12·10 ⁻³	7,75·10 ⁻⁶
(1,16×3,05)10 ⁻³	0,11·10 ⁻³	3,33·10 ⁻⁶	(1,95×4,4)10 ⁻³	0,12·10 ⁻³	8,37·10 ⁻⁶

**ДАННЫЕ ОБМОТОЧНЫХ ПРОВОДОВ ПНЭТП (МЕДНЫХ,
НИКЕЛИРОВАННЫХ, ВЫСОКОНАГРЕВОСТОЙКИХ,
ПРЯМОУГОЛЬНОГО СЕЧЕНИЯ)**

Номинальные размеры голого провода $a \times b$, м	Площадь сечения меди S_m , мм ²	Макси- мальная толщина изоляции $a_{из} = a =$ $= b_{из} = b$, м	Номинальные размеры голого провода $a \times b$, м	Площадь сечения меди S_m , мм ²	Макси- мальная толщина изоляции $a_{из} - a =$ $= b_{из} - b$, м
$(0,5 \times 2,83)10^{-3}$	—	$0,11 \cdot 10^{-3}$	$(1,35 \times 2,44)10^{-3}$	$3,08 \cdot 10^{-6}$	$0,12 \cdot 10^{-3}$
$(0,83 \times 3,53)10^{-3}$	$2,82 \cdot 10^{-6}$	$0,11 \cdot 10^{-3}$	$(1,35 \times 2,63)10^{-3}$	$3,34 \cdot 10^{-6}$	$0,12 \cdot 10^{-3}$
$(0,9 \times 2,1)10^{-3}$	$1,82 \cdot 10^{-6}$	$0,11 \cdot 10^{-3}$	$(1,35 \times 3,05)10^{-3}$	$3,91 \cdot 10^{-6}$	$0,12 \cdot 10^{-3}$
$(0,9 \times 2,83)10^{-3}$	$2,48 \cdot 10^{-6}$	$0,11 \cdot 10^{-3}$	$(1,35 \times 3,53)10^{-3}$	$4,56 \cdot 10^{-6}$	$0,12 \cdot 10^{-3}$
$(1,0 \times 3,05)10^{-3}$	$2,84 \cdot 10^{-6}$	$0,11 \cdot 10^{-3}$	$(1,35 \times 3,80)10^{-3}$	$4,92 \cdot 10^{-6}$	$0,12 \cdot 10^{-3}$
$(1,0 \times 3,53)10^{-3}$	$3,32 \cdot 10^{-6}$	$0,11 \cdot 10^{-3}$	$(1,45 \times 3,53)10^{-3}$	$4,91 \cdot 10^{-6}$	$0,12 \cdot 10^{-3}$
$(1,16 \times 2,44)10^{-3}$	$2,62 \cdot 10^{-6}$	$0,11 \cdot 10^{-3}$	$(1,45 \times 3,80)10^{-3}$	$5,30 \cdot 10^{-6}$	$0,12 \cdot 10^{-3}$
$(1,16 \times 3,05)10^{-3}$	$3,33 \cdot 10^{-6}$	$0,11 \cdot 10^{-3}$	$(1,50 \times 2,85)10^{-3}$	$4,06 \cdot 10^{-6}$	$0,12 \cdot 10^{-3}$
$(1,16 \times 3,53)10^{-3}$	$3,89 \cdot 10^{-6}$	$0,11 \cdot 10^{-3}$	$(1,81 \times 2,83)10^{-3}$	$4,91 \cdot 10^{-6}$	$0,12 \cdot 10^{-3}$
$(1,16 \times 3,80)10^{-3}$	$4,20 \cdot 10^{-6}$	$0,11 \cdot 10^{-3}$			

Примечание. Допускается использование проводов ПНЭТП при температуре 493 К в продолжительном режиме и при температуре 573 К в течение 250 ч.

Таблица П5

**ДАННЫЕ ОБМОТОЧНЫХ ПРОВОДОВ ПЭТКСОТ (МЕДНЫХ,
ЭМАЛИРОВАННЫХ, СО СТЕКЛЯННОЙ ИЗОЛЯЦИЕЙ
НА КРЕМНИЙОРГАНИЧЕСКОМ ЛАКЕ, НАГРЕВОСТОЙКИХ)**

Номиналь- ный диаметр голового провода d , м	Площадь сечения меди S_m , мм ²	Максималь- ный диаметр изолиро- ванного провода $d_{из}$, м	Номиналь- ный диаметр голового провода d , м	Площадь сечения меди S_m , мм ²	Максималь- ный диаметр изолиро- ванного провода $d_{из}$, м
$0,33 \cdot 10^{-3}$	$8,55 \cdot 10^{-8}$	$0,47 \cdot 10^{-3}$	$0,47 \cdot 10^{-3}$	$17,35 \cdot 10^{-8}$	$0,61 \cdot 10^{-3}$
$0,35 \cdot 10^{-3}$	$9,62 \cdot 10^{-8}$	$0,49 \cdot 10^{-3}$	$0,49 \cdot 10^{-3}$	$18,86 \cdot 10^{-8}$	$0,63 \cdot 10^{-3}$
$0,38 \cdot 10^{-3}$	$11,34 \cdot 10^{-8}$	$0,52 \cdot 10^{-3}$	$0,51 \cdot 10^{-3}$	$20,43 \cdot 10^{-8}$	$0,65 \cdot 10^{-3}$
$0,41 \cdot 10^{-3}$	$13,20 \cdot 10^{-8}$	$0,55 \cdot 10^{-3}$	$0,53 \cdot 10^{-3}$	$22,06 \cdot 10^{-8}$	$0,67 \cdot 10^{-3}$
$0,44 \cdot 10^{-3}$	$15,21 \cdot 10^{-8}$	$0,58 \cdot 10^{-3}$	$0,55 \cdot 10^{-3}$	$23,76 \cdot 10^{-8}$	$0,69 \cdot 10^{-3}$

Номиналь- ный диаметр голого провода d , м	Площадь сечения меди s_m , м ²	Максималь- ный диаметр изолиро- ванного провода $d_{из}$, м	Номиналь- ный диаметр голого провода d , м	Площадь сечения меди s_m , м ²	Максималь- ный диаметр изолиро- ванного провода $d_{из}$, м
$0,57 \cdot 10^{-3}$	$25,52 \cdot 10^{-8}$	$0,71 \cdot 10^{-3}$	$0,96 \cdot 10^{-3}$	$72,38 \cdot 10^{-8}$	$1,11 \cdot 10^{-3}$
$0,59 \cdot 10^{-3}$	$27,34 \cdot 10^{-8}$	$0,73 \cdot 10^{-3}$	$1,00 \cdot 10^{-3}$	$78,54 \cdot 10^{-8}$	$1,16 \cdot 10^{-3}$
$0,62 \cdot 10^{-3}$	$30,19 \cdot 10^{-8}$	$0,76 \cdot 10^{-3}$	$1,04 \cdot 10^{-3}$	$84,95 \cdot 10^{-8}$	$1,20 \cdot 10^{-3}$
$0,64 \cdot 10^{-3}$	$32,17 \cdot 10^{-8}$	$0,78 \cdot 10^{-3}$	$1,08 \cdot 10^{-3}$	$91,61 \cdot 10^{-8}$	$1,24 \cdot 10^{-3}$
$0,67 \cdot 10^{-3}$	$35,26 \cdot 10^{-8}$	$0,81 \cdot 10^{-3}$	$1,12 \cdot 10^{-3}$	$98,52 \cdot 10^{-8}$	$1,28 \cdot 10^{-3}$
$0,69 \cdot 10^{-3}$	$37,39 \cdot 10^{-8}$	$0,83 \cdot 10^{-3}$	$1,16 \cdot 10^{-3}$	$1,0568 \cdot 10^{-6}$	$1,32 \cdot 10^{-3}$
$0,72 \cdot 10^{-3}$	$40,71 \cdot 10^{-8}$	$0,87 \cdot 10^{-3}$	$1,20 \cdot 10^{-3}$	$1,1309 \cdot 10^{-6}$	$1,36 \cdot 10^{-3}$
$0,74 \cdot 10^{-3}$	$43,01 \cdot 10^{-8}$	$0,89 \cdot 10^{-3}$	$1,25 \cdot 10^{-3}$	$1,2271 \cdot 10^{-6}$	$1,41 \cdot 10^{-3}$
$0,77 \cdot 10^{-3}$	$46,57 \cdot 10^{-8}$	$0,92 \cdot 10^{-3}$	$1,30 \cdot 10^{-3}$	$1,3273 \cdot 10^{-6}$	$1,46 \cdot 10^{-3}$
$0,80 \cdot 10^{-3}$	$50,27 \cdot 10^{-8}$	$0,95 \cdot 10^{-3}$	$1,35 \cdot 10^{-3}$	$1,4314 \cdot 10^{-6}$	$1,51 \cdot 10^{-3}$
$0,83 \cdot 10^{-3}$	$54,11 \cdot 10^{-8}$	$0,98 \cdot 10^{-3}$	$1,40 \cdot 10^{-3}$	$1,5394 \cdot 10^{-6}$	$1,56 \cdot 10^{-3}$
$0,86 \cdot 10^{-3}$	$58,08 \cdot 10^{-8}$	$1,01 \cdot 10^{-3}$	$1,45 \cdot 10^{-3}$	$1,6513 \cdot 10^{-6}$	$1,61 \cdot 10^{-3}$
$0,90 \cdot 10^{-3}$	$63,62 \cdot 10^{-8}$	$1,05 \cdot 10^{-3}$	$1,50 \cdot 10^{-3}$	$1,7672 \cdot 10^{-6}$	$1,66 \cdot 10^{-3}$
$0,93 \cdot 10^{-3}$	$67,93 \cdot 10^{-8}$	$1,08 \cdot 10^{-3}$	$1,56 \cdot 10^{-3}$	$1,9113 \cdot 10^{-6}$	$1,71 \cdot 10^{-3}$

Таблица П6

ДАННЫЕ ОБМОТОЧНЫХ ПРОВОДОВ ПЭТКСОТ (МЕДНЫХ,
ЭМАЛИРОВАННЫХ, СО СТЕКЛЯННОЙ ИЗОЛЯЦИЕЙ
НА КРЕМНИЙОРГАНИЧЕСКОМ ЛАКЕ, НАГРЕВОСТОЙКИХ)

Площадь сечения меди провода s_m , м ²	Номинальные размеры прово- локи $a \times b$, м	Номинальная толщина изоляции $a_{из}$, a , $b_{из}$ — b , м		Максимальные раз- меры проволоки с изоляцией $a_{из}$, $b_{из}$, м	
$2,82 \cdot 10^{-6}$	$(0,83 \times 3,53) 10^{-3}$	$0,2 \cdot 10^{-3}$	$0,18 \cdot 10^{-3}$	$1,09 \cdot 10^{-3}$	$3,75 \cdot 10^{-3}$
$1,82 \cdot 10^{-6}$	$(0,9 \times 2,10) 10^{-3}$	$0,2 \cdot 10^{-3}$	$0,18 \cdot 10^{-3}$	$1,16 \cdot 10^{-3}$	$2,32 \cdot 10^{-3}$
$2,48 \cdot 10^{-6}$	$(0,9 \times 2,83) 10^{-3}$	$0,2 \cdot 10^{-3}$	$0,18 \cdot 10^{-3}$	$1,16 \cdot 10^{-3}$	$3,05 \cdot 10^{-3}$
$3,22 \cdot 10^{-6}$	$(0,9 \times 3,80) 10^{-3}$	$0,2 \cdot 10^{-3}$	$0,18 \cdot 10^{-3}$	$1,16 \cdot 10^{-3}$	$4,02 \cdot 10^{-3}$
$3,59 \cdot 10^{-6}$	$(1,0 \times 3,80) 10^{-3}$	$0,2 \cdot 10^{-3}$	$0,18 \cdot 10^{-3}$	$1,26 \cdot 10^{-3}$	$4,02 \cdot 10^{-3}$
$3,89 \cdot 10^{-6}$	$(1,08 \times 3,80) 10^{-3}$	$0,2 \cdot 10^{-3}$	$0,18 \cdot 10^{-3}$	$1,34 \cdot 10^{-3}$	$4,02 \cdot 10^{-3}$

Площадь сечения меди провода $S_M, \text{м}^2$	Номинальные размеры проволоки $a \times b, \text{м}$	Номинальная толщина изоляции $a_{\text{из}} - a, b_{\text{из}} - b, \text{м}$		Максимальные размеры проволоки с изоляцией $a_{\text{из}}, b_{\text{из}}, \text{м}$	
$4,20 \cdot 10^{-6}$	$(1,16 \times 3,8)10^{-3}$	$0,2 \cdot 10^{-3}$	$0,18 \cdot 10^{-3}$	$1,42 \cdot 10^{-3}$	$4,02 \cdot 10^{-3}$
$2,42 \cdot 10^{-6}$	$(1,25 \times 2,1)10^{-3}$	$0,22 \cdot 10^{-3}$	$0,18 \cdot 10^{-3}$	$1,53 \cdot 10^{-3}$	$2,32 \cdot 10^{-3}$
$5,67 \cdot 10^{-6}$	$(1,25 \times 4,7)10^{-3}$	$0,22 \cdot 10^{-3}$	$0,20 \cdot 10^{-3}$	$1,53 \cdot 10^{-3}$	$4,97 \cdot 10^{-3}$
$2,63 \cdot 10^{-6}$	$(1,35 \times 2,1)10^{-3}$	$0,22 \cdot 10^{-3}$	$0,18 \cdot 10^{-3}$	$1,63 \cdot 10^{-3}$	$2,32 \cdot 10^{-3}$
$3,08 \cdot 10^{-6}$	$(1,35 \times 2,44)10^{-3}$	$0,22 \cdot 10^{-3}$	$0,18 \cdot 10^{-3}$	$1,63 \cdot 10^{-3}$	$2,66 \cdot 10^{-3}$
$6,61 \cdot 10^{-6}$	$(1,45 \times 4,7)10^{-3}$	$0,22 \cdot 10^{-3}$	$0,20 \cdot 10^{-3}$	$1,73 \cdot 10^{-3}$	$4,97 \cdot 10^{-3}$

Таблица П7

**ДАННЫЕ ОБМОТОЧНЫХ ПРОВОДОВ ПСДКТ (МЕДНЫХ,
С ДВУХСЛОЙНОЙ ОБМОТКОЙ СТЕКЛОВОЛОКНОМ, КРУГЛОГО
СЕЧЕНИЯ**

Номинальный диаметр голого провода $d, \text{м}$	Площадь сечения меди провода $S_M, \text{м}^2$	Максимальный диаметр изолированного провода $d_{\text{из}}, \text{м}$	Номинальный диаметр голого провода $d, \text{м}$	Площадь сечения меди провода $S_M, \text{м}^2$	Максимальный диаметр изолированного провода $d_{\text{из}}, \text{м}$
$0,31 \cdot 10^{-3}$	$7,55 \cdot 10^{-8}$	$0,46 \cdot 10^{-3}$	$0,77 \cdot 10^{-3}$	$46,57 \cdot 10^{-8}$	$0,945 \cdot 10^{-3}$
$0,33 \cdot 10^{-3}$	$8,55 \cdot 10^{-8}$	$0,48 \cdot 10^{-3}$	$0,80 \cdot 10^{-3}$	$50,27 \cdot 10^{-8}$	$0,973 \cdot 10^{-3}$
$0,35 \cdot 10^{-3}$	$9,62 \cdot 10^{-8}$	$0,50 \cdot 10^{-3}$	$0,83 \cdot 10^{-3}$	$54,11 \cdot 10^{-8}$	$1,005 \cdot 10^{-3}$
$0,38 \cdot 10^{-3}$	$11,34 \cdot 10^{-8}$	$0,53 \cdot 10^{-3}$	$0,86 \cdot 10^{-3}$	$58,08 \cdot 10^{-8}$	$1,025 \cdot 10^{-3}$
$0,41 \cdot 10^{-3}$	$13,20 \cdot 10^{-8}$	$0,56 \cdot 10^{-3}$	$0,90 \cdot 10^{-3}$	$63,62 \cdot 10^{-8}$	$1,075 \cdot 10^{-3}$
$0,44 \cdot 10^{-3}$	$15,21 \cdot 10^{-8}$	$0,59 \cdot 10^{-3}$	$0,93 \cdot 10^{-3}$	$67,93 \cdot 10^{-8}$	$1,105 \cdot 10^{-3}$
$0,47 \cdot 10^{-3}$	$17,35 \cdot 10^{-8}$	$0,62 \cdot 10^{-3}$	$0,96 \cdot 10^{-3}$	$72,38 \cdot 10^{-8}$	$1,135 \cdot 10^{-3}$
$0,49 \cdot 10^{-3}$	$18,86 \cdot 10^{-8}$	$0,64 \cdot 10^{-3}$	$1,00 \cdot 10^{-3}$	$78,54 \cdot 10^{-8}$	$1,195 \cdot 10^{-3}$
$0,51 \cdot 10^{-3}$	$20,43 \cdot 10^{-8}$	$0,66 \cdot 10^{-3}$	$1,04 \cdot 10^{-3}$	$84,95 \cdot 10^{-8}$	$1,24 \cdot 10^{-3}$
$0,53 \cdot 10^{-3}$	$22,06 \cdot 10^{-8}$	$0,70 \cdot 10^{-3}$	$1,08 \cdot 10^{-3}$	$91,61 \cdot 10^{-8}$	$1,28 \cdot 10^{-3}$
$0,55 \cdot 10^{-3}$	$23,76 \cdot 10^{-8}$	$0,72 \cdot 10^{-3}$	$1,12 \cdot 10^{-3}$	$98,52 \cdot 10^{-8}$	$1,32 \cdot 10^{-3}$
$0,57 \cdot 10^{-3}$	$25,52 \cdot 10^{-8}$	$0,74 \cdot 10^{-3}$	$1,16 \cdot 10^{-3}$	$1,057 \cdot 10^{-6}$	$1,36 \cdot 10^{-3}$
$0,59 \cdot 10^{-3}$	$27,34 \cdot 10^{-8}$	$0,76 \cdot 10^{-3}$	$1,20 \cdot 10^{-3}$	$1,131 \cdot 10^{-6}$	$1,40 \cdot 10^{-3}$
$0,62 \cdot 10^{-3}$	$30,19 \cdot 10^{-8}$	$0,79 \cdot 10^{-3}$	$1,25 \cdot 10^{-3}$	$1,227 \cdot 10^{-6}$	$1,45 \cdot 10^{-3}$
$0,64 \cdot 10^{-3}$	$32,17 \cdot 10^{-8}$	$0,81 \cdot 10^{-3}$	$1,30 \cdot 10^{-3}$	$1,327 \cdot 10^{-6}$	$1,50 \cdot 10^{-3}$
$0,67 \cdot 10^{-3}$	$35,26 \cdot 10^{-8}$	$0,84 \cdot 10^{-3}$	$1,35 \cdot 10^{-3}$	$1,431 \cdot 10^{-6}$	$1,55 \cdot 10^{-3}$
$0,69 \cdot 10^{-3}$	$37,39 \cdot 10^{-8}$	$0,86 \cdot 10^{-3}$	$1,40 \cdot 10^{-3}$	$1,539 \cdot 10^{-6}$	$1,60 \cdot 10^{-3}$
$0,72 \cdot 10^{-3}$	$40,71 \cdot 10^{-8}$	$0,895 \cdot 10^{-3}$	$1,45 \cdot 10^{-3}$	$1,651 \cdot 10^{-6}$	$1,65 \cdot 10^{-3}$
$0,74 \cdot 10^{-3}$	$43,01 \cdot 10^{-8}$	$0,915 \cdot 10^{-3}$	$1,50 \cdot 10^{-3}$	$1,767 \cdot 10^{-6}$	$1,70 \cdot 10^{-3}$

Примечание. Провода ПСДКТ предназначаются для работы при температуре 573 К в течение не менее 250 ч.

**ДАННЫЕ ОБМОТОЧНЫХ ПРОВОДОВ ПСДКТ (МЕДНЫХ,
С ДВУХСЛОЙНОЙ ОБМОТКОЙ СТЕКЛОВОЛОКНОМ,
ПРЯМОУГОЛЬНОГО СЕЧЕНИЯ**

Номинальные размеры голого провода $a \times b$, м	Максимальные размеры изолированного провода $a_{из} \times b_{из}$, м	Номинальные размеры голого провода $a \times b$, м	Максимальные размеры изолированного провода $a_{из} \times b_{из}$, м
(0,90×2,10) 10 ⁻³	(1,18×2,36) 10 ⁻³	(2,10×4,70) 10 ⁻³	(2,40×4,99) 10 ⁻³
(1,00×2,26) 10 ⁻³	(1,28×2,52) 10 ⁻³	(2,26×5,10) 10 ⁻³	(2,56×5,39) 10 ⁻³
(1,08×2,44) 10 ⁻³	(1,36×2,70) 10 ⁻³	(2,44×5,50) 10 ⁻³	(2,74×5,79) 10 ⁻³
(1,16×2,63) 10 ⁻³	(1,44×2,89) 10 ⁻³	(2,63×5,90) 10 ⁻³	(2,93×6,19) 10 ⁻³
(1,25×2,83) 10 ⁻³	(1,54×3,09) 10 ⁻³	(2,83×6,40) 10 ⁻³	(3,13×6,69) 10 ⁻³
(1,35×3,05) 10 ⁻³	(1,64×3,32) 10 ⁻³	(3,05×6,9) 10 ⁻³	(3,36×7,19) 10 ⁻³
(1,45×3,28) 10 ⁻³	(1,74×3,55) 10 ⁻³	(3,28×7,40) 10 ⁻³	(3,59×7,69) 10 ⁻³
(1,56×3,53) 10 ⁻³	(1,85×3,80) 10 ⁻³	(3,53×8,00) 10 ⁻³	(3,84×8,29) 10 ⁻³
(1,68×3,80) 10 ⁻³	(1,97×4,07) 10 ⁻³	(3,80×8,60) 10 ⁻³	(4,11×8,89) 10 ⁻³
(1,81×4,10) 10 ⁻³	(2,10×4,37) 10 ⁻³	(4,10×9,30) 10 ⁻³	(4,41×9,59) 10 ⁻³
(1,95×4,40) 10 ⁻³	(2,24×4,67) 10 ⁻³	(4,40×10,0) 10 ⁻³	(4,71×10,3) 10 ⁻³

Таблица П9

ХАРАКТЕРИСТИКА НАМАГНИЧИВАНИЯ СТАЛЕЙ Э31, Э32

Магнитная индукция B , Т	Напряженность магнитного поля H , А/м									
	0,00	0,01	0,02	0,03	0,04	0,05	0,06	0,07	0,08	0,09
0,4	67	68	69	70	71	72	73	74	75	76
0,5	77	78	79	80	81	83	84	86	87	89
0,6	90	92	94	96	97	99	101	103	105	107
0,7	109	111	113	115	117	119	122	124	127	130
0,8	133	135	138	141	144	147	150	154	158	162
0,9	166	170	174	179	184	189	194	199	205	211
1,0	217	223	230	237	244	252	260	269	278	288
1,1	298	309	320	332	345	359	374	390	407	425
1,2	444	465	487	510	535	562	590	620	652	686
1,3	722	760	800	850	900	960	1030	1110	1200	1300
1,4	1410	1530	1660	1810	1970	2140	2320	2510	2710	2920
1,5	3140	3370	3610	3870	4140	4420	4710	5010	5320	5640
1,6	5980	6330	6700	7090	7500	7930	8380	8850	9340	9860
1,7	10400	11000	11600	12300	13000	13700	14500	15300	16200	17100
1,8	18100	19100	20200	21400	22700	24100	25600	27200	29000	31100
1,9	33500	36300	39700	43700	48300	53700	59700	66200	73200	80600
2,0	88300	96100	104000	112000	120000	128000	136000	144000	151000	159000

Таблица П10

**ХАРАКТЕРИСТИКА НАМАГНИЧИВАНИЯ СТАЛЕЙ Э31, Э32 ДЛЯ
РАСЧЕТА М.Д.С. СПИНОК СТАТОРА И РОТОРА**

Магнитная индукция B , Т	Напряженность магнитного поля H , А/м									
	0,00	0,01	0,02	0,03	0,04	0,05	0,06	0,07	0,08	0,09
0,1	23	24	25	26	27	28	29	30	31	32
0,2	33	34	35	36	37	37	38	39	40	40
0,3	41	42	42	43	44	44	45	46	46	47
0,4	48	48	49	50	51	51	52	53	53	54
0,5	55	56	56	57	58	59	60	61	61	62
0,6	63	64	65	66	67	68	69	69	70	71
0,7	72	72	73	74	75	76	76	77	78	79
0,8	81	82	83	84	85	87	88	90	92	94
0,9	96	98	100	102	104	105	107	109	112	114
1,0	116	118	121	124	126	129	132	136	139	143
1,1	146	150	154	158	162	167	172	176	182	188
1,2	192	198	204	210	216	222	230	238	246	260
1,3	272	288	300	316	330	340	358	370	386	399
1,4	410	440	460	490	530	570	610	660	710	770
1,5	820	890	960	1030	1100	1170	1230	1310	1400	1480
1,6	1560	1640	1730	1820	1920	2000	2100	2260	2440	2600
1,7	2800	2960	3100	3260	3400	3580	3740	3900	4100	4300

Таблица П11

ХАРАКТЕРИСТИКА НАМАГНИЧИВАНИЯ СТАЛЕЙ Э41, Э42, Э43

Магнитная индукция B , Т	Напряженность магнитного поля H , А/м									
	0,00	0,01	0,02	0,03	0,04	0,05	0,06	0,07	0,08	0,09
0,4	96	97	98	99	100	102	104	106	108	111
0,5	114	117	120	123	126	129	132	136	140	144
0,6	148	152	156	160	164	168	172	177	182	187
0,7	192	197	202	208	214	220	226	233	240	247
0,8	254	261	268	275	282	289	296	303	310	317
0,9	325	333	341	349	358	367	376	385	394	404
1,0	414	424	435	446	458	470	483	496	510	524

Магнитная индукция, B , Т	Напряженность магнитного поля H , А/м									
	0,00	0,01	0,02	0,03	0,04	0,05	0,06	0,07	0,08	0,09
1,1	538	553	569	586	604	623	643	664	685	707
1,2	730	754	780	810	840	870	900	940	980	1030
1,3	1080	1140	1200	1270	1340	1410	1490	1590	1700	1820
1,4	1940	2060	2200	2340	2500	2700	2920	3140	3370	3600
1,5	3850	4060	4290	4520	4760	5000	5300	5650	6000	6350
1,6	6700	7100	7600	8100	8650	9300	10000	10700	11400	12200
1,7	13000	14000	15000	16000	17000	18000	19000	20000	21000	22000
1,8	23000	24000	25000	26000	27000	28000	29000	30000	31200	32500
1,9	34000	35500	37000	38500	40500	42500	45000	51000	57000	63000
2,0	70000	77000	84500	92000	100000	108000	116000	124000	138000	140000

Таблица III2

ХАРАКТЕРИСТИКА НАМАГНИЧИВАНИЯ СТАЛЕЙ Э41, Э42, Э43 ДЛЯ РАСЧЕТА М. Д. С. СПИНОК СТАТОРА И РОТОРА

Магнитная индукция B , Т	Напряженность магнитного поля H , А/м									
	0,00	0,01	0,02	0,03	0,04	0,05	0,06	0,07	0,08	0,09
0,1	15,0	16,5	18,0	19,5	21,0	22,5	24,0	25,5	27,0	28,5
0,2	30,0	31,5	33,0	34,5	36,0	37,5	39,0	40,5	42,0	43,5
0,3	45,0	46,5	48,0	49,5	51,0	52,5	54,0	55,5	57,0	58,5
0,4	60,0	61,5	63,0	64,5	66,0	67,5	69,0	70,5	72,0	73,5
0,5	75,0	76,5	78,0	79,5	81,0	82,5	84,0	85,5	87,0	88,5
0,6	90,0	91,5	93,0	94,5	96,0	97,5	99,0	100	102	104
0,7	110	113	116	119	122	125	128	131	134	137
0,8	140	143	146	149	152	155	158	161	164	167
0,9	170	173	176	179	182	185	188	191	194	197
1,0	200	203	207	210	215	219	224	230	237	243
1,1	250	256	262	268	274	281	288	295	302	309
1,2	316	324	333	343	354	366	379	393	408	428
1,3	450	470	490	510	530	550	571	592	613	634
1,4	655	680	710	750	800	860	920	980	1020	1080
1,5	1160	1240	1300	1360	1420	1490	1560	1630	1700	1790
1,6	1885	1980	2090	2200	2310	2430	2570	2760	2990	3240
1,7	3560	3900	4180	4590	5300	6000	6500	7000	7500	8000

Таблица П13

**ПАРАМЕТРЫ ПРЯМЫХ, АППРОКСИМИРУЮЩИХ ОСНОВНУЮ
КРИВУЮ НАМАГНИЧИВАНИЯ СТАЛЕЙ Э31, Э32**

$B_{\min},$ Т	$B_{\max},$ Т	$H_{B=0},$ А/м	$k_H^*,$ А/м·Т	$B_{\min},$ Т	$B_{\max},$ Т	$H_{B=0},$ А/м	$k_H^*,$ А/м·Т
0,40	0,58	27,00	100,0	1,46	1,52	-25650	19420
0,58	0,76	-31,00	200,0	1,52	1,59	-35190	25370
0,76	0,83	29,00	200,0	1,59	1,66	-47800	33710
0,83	0,93	-104,0	300,0	1,66	1,73	-69960	47290
0,93	1,05	-287,0	507,0	1,73	1,80	111550	71790
1,05	1,15	-686,0	900,0	1,80	1,85	162400	100500
1,15	1,22	1372	1514	1,85	1,89	-248200	147500
1,22	1,29	-2463	2429	1,89	1,92	-402500	230000
1,29	1,34	-3934	3520	1,92	1,95	-695100	383300
1,34	1,37	-6443	5500	1,95	1,99	1077000	580000
1,37	1,41	10790	8700	1,99	—	1501000	795000
1,41	1,46	-18590	14300				

Таблица П14

**ПАРАМЕТРЫ ОТРЕЗКОВ ПРЯМЫХ, АППРОКСИМИРУЮЩИХ КРИВУЮ
НАМАГНИЧИВАНИЯ СТАЛЕЙ Э31, Э32 ДЛЯ СПИНОК СТАТОРА
И РОТОРА**

$B_{\min},$ Т	$B_{\max},$ Т	$H_{B=0},$ А/м	$k_H^*,$ А/м·Т	$B_{\min},$ Т	$B_{\max},$ Т	$H_{B=0},$ А/м	$k_H^*,$ А/м·Т
0,10	0,28	13,0	100	1,30	1,42	-1562	1417
0,28	0,79	17,8	75,5	1,42	1,44	-3080	2500
0,79	0,95	-24,0	131	1,44	1,49	-5215	4000
0,95	1,05	-74,0	190	1,49	1,53	-7400	5500
1,05	1,14	-164	283	1,53	1,62	-9670	7000
1,14	1,25	-373	473	1,62	1,67	-12510	8800
1,25	1,30	-672	720	1,67		-26140	17000

Таблица П15

**ПАРАМЕТРЫ ОТРЕЗКОВ ПРЯМЫХ, АППРОКСИМИРУЮЩИХ
ОСНОВНУЮ КРИВУЮ НАМАГНИЧИВАНИЯ СТАЛЕЙ Э41, Э42, Э43**

$B_{\min},$ Т	$B_{\max},$ Т	$H_{B=0},$ А/м	$k_H^*,$ А/м·Т	$B_{\min},$ Т	$B_{\max},$ Т	$H_{B=0},$ А/м	$k_H^*,$ А/м·Т
0,40	0,47	55,3	101,7	0,73	0,90	-222	597
0,47	0,61	-36,5	301,3	0,90	1,05	-405	820
0,61	0,73	-80	387	1,05	1,16	-871	1290

$B_{\text{мин}}, \text{Т}$	$B_{\text{макс}}, \text{Т}$	$H_{B=0}, \text{А/м}$	$k_{\text{н}}^*, \text{А/м} \cdot \text{Т}$	$B_{\text{мин}}, \text{Т}$	$B_{\text{макс}}, \text{Т}$	$H_{B=0}, \text{А/м}$	$k_{\text{н}}^*, \text{А/м} \cdot \text{Т}$
1,16	1,26	—1787	2110	1,60	1,63	—48000	34320
1,26	1,30	—3485	3500	1,63	1,67	83500	56300
1,30	1,35	—5910	5100	1,67	1,70	111800	73400
1,35	1,38	—8900	7660	1,70	1,90	157000	100000
1,38	1,44	16510	13200	1,90	1,96	—298750	175000
1,44	1,55	—30250	22730	1,96	2,00	—1145000	607000
1,55	1,60	—39000	28500	2,00	—	1532000	800000

Таблица П16

**ПАРАМЕТРЫ ОТРЕЗКОВ ПРЯМЫХ, АППРОКСИМИРУЮЩИХ
КРИВУЮ НАМАГНИЧИВАНИЯ СТАЛЕИ Э41, Э42, Э43 ДЛЯ СПИИОК
СТАТОРА И РОТОРА**

$B_{\text{мин}}, \text{Т}$	$B_{\text{макс}}, \text{Т}$	$H_{B=0}, \text{А/м}$	$k_{\text{н}}^*, \text{А/(м} \cdot \text{Т)}$	$B_{\text{мин}}, \text{Т}$	$B_{\text{макс}}, \text{Т}$	$H_{B=0}, \text{А/м}$	$k_{\text{н}}^*, \text{А/(м} \cdot \text{Т)}$
0,10	0,69	0,00	150	1,50	1,59	8665	6550
0,69	1,06	—100	300	1,59	1,66	14810	10440
1,06	1,23	—469	653	1,66	1,69	34530	22350
1,23	1,29	—983	1083	1,69	1,71	—52560	33000
1,29	1,42	—2267	2090	1,71	—	—83700	51250
1,42	1,50	6850	5320				

**ТЕХНИЧЕСКИЕ ДАННЫЕ КОНДЕНСАТОРОВ
ТИПА МБГЧ**

Конденсаторы типа МБГЧ (металлобумажные, герметизированные, частотные) предназначены для работы в цепях переменного и пульсирующего токов.

Они выполняются с номинальными емкостями от 0,25 до 10 мкФ, на номинальные напряжения от 250 до 1000 В при частоте 50 Гц в корпусах прямоугольной формы, высота которых равняется 0,025, 0,050, 0,115 м.

Основные технические данные конденсаторов типа МБГЧ приведены в табл. П17.

Рабочее напряжение конденсаторов является функцией частоты (см. табл. П18).

Конденсаторы МБГЧ, рассчитанные на номинальное напряжение 250 В, допускают в продолжительном режиме при частоте

400 Гц напряжение до 150 В. При частоте 500 Гц допускаются периодические повышения напряжения до номинального в течение 10 с.

Таблица П17

ОСНОВНЫЕ ТЕХНИЧЕСКИЕ ДАННЫЕ КОНДЕНСАТОРОВ ТИПА МБГЧ

Высота корпуса, м	Номинальная емкость, мкФ	Номинальное рабо- чее напряжение, В	Масса, кг (не более)
0,025	0,25	500	0,060
	0,50	250	0,035
	1,00	250	0,060
0,050	0,25	750	0,120
	0,25	1000	0,150
	0,50	500	0,090
	0,50	750	0,150
	0,50	1000	0,230
	1,00	500	0,150
	1,00	750	0,250
	2,00	250	0,090
	2,00	500	0,230
	4,00	250	0,150
	10,0	250	0,270
0,115	1,00	1000	0,500
	2,00	750	0,500
	4,00	500	0,420

Таблица П18

Частота, Гц	Допустимое рабочее напряжение (% от номинального)
50	100
100	75
500	50

Испытательное напряжение для конденсаторов МБГЧ (переменного тока частотой 50 Гц), прикладываемое к выводам конденсатора, составляет 1,3 от номинального.

Тангенс угла потерь конденсаторов не превышает 0,010 в нормальных условиях (при температуре 293 К) и 0,015 при температуре 343 К.

Емкость конденсаторов МБГЧ изменяется не более чем на $\pm 10\%$ при переходе от нормальных условий к температуре 213 К и не более чем на $\pm 5\%$ при переходе к температуре 343 К.

Конденсаторы МБГЧ можно использовать в диапазоне рабочих температур от 213 до 343 К, при относительной влажности до 98 %, в условиях вибраций с ускорениями до 10 g и линейных ускорений до 16 g.

Срок службы конденсаторов - 2000 ч. Действительная величина емкости конденсатора может отличаться от ее номинального значения на $\pm 10\%$ (класс II) и на $\pm 20\%$ (класс III).

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

Часть первая

1. Алюшин Г. Н. Определение размеров оптимальных по весу линейных дросселей. — «Электротехника», 1972, № 3.
2. Андреев В. Г., Зечихин Б. С., Радько М. С. Бесконтактные синхронные генераторы с внутризамкнутым магнитопроводом. — «Труды МАИ», 1970.
3. Бертинов А. И. Авиационные электрические генераторы. М., Оборонгиз, 1959.
4. Бертинов А. И. Электрические машины авиационной автоматики. М., Оборонгиз, 1961.
5. Бертинов А. И., Ризник Г. А. Проектирование авиационных электрических машин постоянного тока. М., Оборонгиз, 1958.
6. Бохан С. К. Индукционный самовозбуждающийся генератор повышенной частоты со стабилизацией напряжения. — «Электротехника», 1965, № 2.
7. Бохан С. К. К расчету многофазного возбуждающегося индукционного генератора. — «Известия АН Армянской ССР. Серия технических наук», 1970, № 4.
8. Бохан С. К. Экспериментальное исследование самовозбуждения индукционного генератора. — «Электротехника», 1967, № 2.
9. Бохан С. К. Самовозбуждение индукционного генератора. — «Труды ВНИИЭМ», 1969, т. 25.
10. Бузыбенко В. Ю., Вербицкая Т. Н., Аншипарович В. Ф., Терпиловский В. С., Анисимов В. И. Вариконды в электронных импульсных схемах. М., «Советское радио», 1971.
11. Васильева Н. П., Седых О. А., Боярченков М. А. Проектирование магнитных усилителей. М., Госэнергоиздат, 1959.
12. Вербицкая Т. Н. Электрические свойства сегнетокерамики ВК-2, ВК-3, ВК-4 и варикондов и их применение. — «Электричество», 1960, № 8.
13. Губенко Т. П., Филиц Р. В. Расчет характеристик симметричных режимов асинхронной машины с возбуждением от статических конденсаторов. — «Электричество», 1965, № 10.
14. Зубков Ю. Д. Асинхронные генераторы с конденсаторным возбуждением. — «Труды АН Казахской ССР», 1949.
15. Иванов А. А. Асинхронные генераторы для гидростанций небольшой мощности. М., Госэнергоиздат, 1948.
16. Иванов А. А., Пулатов В. Б. Аналитический расчет характеристик асинхронного генератора. — «Электромашиностроение и электрооборудование», 1967, вып. 3.
17. Иванов А. А., Пулатов В. Б., Тищенко А. А. Электростанции с асинхронным генератором. Киев, «Техника», 1967.
18. Калугин Б. Н., Айзенштейн Б. М., Торощев Н. Д. Асинхронно-синхронные генераторные установки в автономных системах трехфазного тока стабильной частоты. — «Электротехника», 1973, № 11.
19. Копылов И. П. Самовозбуждаемый асинхронный генератор-усилитель переменного тока. — «Известия вузов. Электромеханика», 1964, № 10.

20. Красношапка М. М. Основные соотношения асинхронно-синхронного генераторного агрегата регулируемой частоты. — В сб.: Проблемы оптимизации частоты промышленного переменного тока, Изд-во АН МССР, 1970.
21. Кюрегян С. Г., Ткаченко А. М. Расчет рабочих характеристик автономного трехфазного асинхронного генератора. — «Электротехника», 1966, № 17.
22. Новиков А. В., Кюрегян С. Г. Емкостное самовозбуждение асинхронного генератора. — «Известия вузов. Электромеханика», 1967, № 2.
23. Петров Г. Н., Горохов Н. В., Горяинов Ф. А., Липковский М. В., Нитулов Е. В., Сергеев П. С. Электрические машины. М., Госэнергоиздат, 1940, ч. I.
24. Попов И. А. Автономный асинхронный генератор с возбуждением от варикондов. — «Электротехника», 1964, № 11.
25. Постников И. М. Проектирование электрических машин. Киев, Гостехиздат УССР, 1952.
26. Привалов Г. В. К расчету системы возбуждения компаундированного асинхронного генератора стабильной частоты. — «Электротехника», 1969, № 8.
27. Пулатов В. Б. Определение исходных данных для расчета характеристик асинхронного генератора. — «Электромашиностроение и электрооборудование», 1967, вып. 3.
28. Радин В. И., Винокуров В. А., Аскерко В. С. Применение асинхронных генераторов как автономных источников переменного тока. — «Электротехника», 1967, № 8.
29. Ренне В. Т. Электрические конденсаторы. М.—Л., Госэнергоиздат, 1952.
30. Сергеев П. С., Виноградов Н. В., Горяинов Ф. А. Проектирование электрических машин. М., «Энергия», 1969.
31. Тимошин А. В. Методика расчета синхронных генераторов с возбуждением от постоянных магнитов. — «Труды Рижского института инженеров гражданского Воздушного флота СССР», 1960.
32. Торопцев Н. Д. Авиационные асинхронные генераторы. М.—Л., «Транспорт», 1970.
33. Торошин П. А. Металлобумажные конденсаторы. М., «Энергия», 1965.
34. Фришман В. С., Капленко В. К. Компаундированный асинхронный генератор-преобразователь частоты с конденсаторным возбуждением. — «Механизация и электрификация сельского хозяйства», 1965, № 5.
35. Фришман В. С., Капленко В. К. Компаундирование асинхронного генератора с конденсаторным самовозбуждением. — «Труды Кубанского сельскохозяйственного института», 1968, вып. 13 (41).
36. Чиликин М. Г., Соколов М. М., Шинянский А. В. Асинхронный электропривод с дросселями насыщения. М., «Энергия», 1964.
37. Reiche H. Der einfluss der magnetischen hochspannungen auf die feldkurve von asynchmashinen, Elektrik, 1966, Nr. 8.

Часть вторая

1. Адаменко А. И. Однофазные конденсаторные двигатели. Киев, Изд-во АН УССР, 1960.
2. Городский Д. А. Общие уравнения машин переменного тока и возможности применения их в самолетной практике. — «Труды ВВИА им. проф. Н. Е. Жуковского», 1951, вып. 413.
3. Городский Д. А. Теория однофазных асинхронных конденсаторных двигателей. «Труды ВВИА им. проф. Н. Е. Жуковского», 1957, вып. 619.
4. Городский Д. А. Простой способ численного решения алгебраических уравнений. — «Электричество», 1951, № 3.
5. Грузов Л. Н. Методы математического исследования электрических машин. М., Госэнергоиздат, 1953.
6. Красников А. В. Расчет параметров двухклеточного асинхронного двигателя по заданным характеристикам. — «Электромашиностроение и электрооборудование», 1965, вып. 1.

7. Постников И. М. Обобщенная теория и переходные процессы электрических машин. Киев. Изд-во «Техника», 1966.

8. Торопцев Н. Д. Асинхронный генератор стабильной частоты. Авт. свид. № 314267. Бюллетень № 27 от 7.9. 1971.

9. Торопцев Н. Д. Асинхронный генератор однофазного тока стабильной частоты. Авт. свид. № 291287. Бюллетень № 3 от 6.1.1971.

10. Торопцев Н. Д., Зеличенко Р. И. Устройство для осуществления параллельной работы асинхронных генераторов. Авт. свид. № 225983. Бюллетень № 28 от 5.9. 1968.

11. *Générateur Auxilec, type 60155 (Super-Auxivar). Fabrique PAR AUXILEC 188 rue d'Estienne d'Orves-92. Colombes. Edition, n° 1, Novembre 1970.*

Французский патент на асинхронно-синхронную генераторную установку, ноябрь 1970.

12. **PIERRO JOHN J.** Aircraft electric power system — future trends. «Proc. Nat. Aerospace Electron. Conf., Dayton, Ohio, 1967». Dayton, Ohio, sia, 317—329.

Пути развития электрических самолетных силовых систем.

13. Technical manual Design of electrical systems for US Naval aircraft and missiles, 1964.

Технический справочник по проектированию электрических систем самолетов и ракет ВМС США, 1964.

ОГЛАВЛЕНИЕ

Предисловие	Стр. 3
Часть первая	
Основы проектирования авиационных асинхронных генераторов повышенной частоты	
Глава 1. Основные виды асинхронных генераторов	5
1.1. Классификация асинхронных генераторов по способу возбуждения	5
1.2. Асинхронный генератор с параллельными конденсаторами	6
1.3. Компаундированный асинхронный генератор	8
1.4. Конденсаторы, используемые для возбуждения асинхронных генераторов	15
1.5. Асинхронный генератор с независимым возбуждением	20
Глава 2. Соотношения между токами, напряжениями и электрическими параметрами асинхронного генератора	21
2.1. Основные уравнения, векторные диаграммы и схемы замещения асинхронного генератора	21
2.2. Соотношение между э. д. с. и напряжением асинхронного генератора	25
2.3. Соотношение между токами асинхронного генератора	27
2.4. Коэффициент мощности асинхронного генератора	28
2.5. Аналитические выражения величин, характеризующих работу асинхронного генератора	30
Глава 3. Размеры и масса асинхронного генератора	31
3.1. Размеры паза статора	31
3.2. Размеры зубца статора	34
3.3. Размеры паза ротора	35
3.4. Размеры зубца ротора	40
3.5. Размеры шпикот статора и ротора	42
3.6. Воздушный зазор асинхронного генератора	42
3.7. Масса асинхронного генератора	44
Глава 4. Главные размеры асинхронного генератора	45
4.1. Определение главных размеров асинхронного генератора исходя из электромагнитных нагрузок	45
4.2. Определение главных размеров асинхронного генератора исходя из максимальной магнитной индукции в зубце статора	47
4.3. Определение главных размеров асинхронного генератора исходя из заданного значения скольжения	50
4.4. Зависимость массы и реактивной мощности асинхронного генератора от внутреннего диаметра статора	54

4.5. Особенности расчета асинхронных генераторов при различных способах определения главных размеров и компаундированных асинхронных генераторов	64
Глава 5. Обмотки асинхронного генератора	68
5.1. Обмотки, используемые в асинхронном генераторе	68
5.2. Способы соединения фаз и параллельные ветви обмотки статора асинхронного генератора	69
5.3. Улучшение формы кривой напряжения и обмоточные коэффициенты асинхронного генератора	72
5.4. Плотность тока в обмотке статора асинхронного генератора	76
5.5. Активные сопротивления фаз статора и ротора асинхронного генератора	78
5.6. Индуктивные сопротивления рассеяния фаз статора и ротора	82
Глава 6. Магнитная цепь асинхронного генератора	87
6.1. Электротехнические стали, используемые для изготовления магнитопровода генератора	87
6.2. Расчет магнитной цепи	88
6.3. Магнитная характеристика асинхронного генератора	98
6.4. Аппроксимация характеристик, используемых при расчете магнитной цепи асинхронного генератора	99
Глава 7. Потери энергии и к. п. д. асинхронного генератора	102
7.1. Общие сведения о потерях энергии в асинхронном генераторе	102
7.2. Потери в обмотках статора и ротора асинхронного генератора	102
7.3. Потери в стали асинхронного генератора	103
7.4. Механические потери в асинхронном генераторе	105
7.5. Добавочные потери в асинхронном генераторе	106
7.6. Потери в возбуждающих и регулирующих устройствах	106
Глава 8. Рабочие характеристики асинхронного генератора	108
8.1. Методы расчета характеристик	108
8.2. Графики проводимостей при постоянной частоте асинхронного генератора	108
8.3. Расчет регулировочной характеристики асинхронного генератора с конденсаторным возбуждением	114
8.4. Расчет зависимости угловой скорости вращения приводного двигателя от величины тока нагрузки генератора при постоянной частоте напряжения	116
8.5. Расчет внешней характеристики асинхронного генератора с конденсаторным возбуждением	117
8.6. Уточнение величины скольжения асинхронного генератора	118
8.7. Схема замещения и графики проводимостей асинхронного генератора с конденсаторным возбуждением при изменяющейся частоте напряжения генератора	119
8.8. Расчет характеристик асинхронного генератора с конденсаторным возбуждением при изменяющейся угловой скорости вращения приводного двигателя	125
8.9. Определение величин, характеризующих работу асинхронного генератора с конденсаторным возбуждением	128
Глава 9. Регулирование напряжения автономного асинхронного генератора и определение параметров регулирующих органов	130
9.1. Классификация систем автоматического регулирования напряжения асинхронного генератора	130
9.2. Регулирование напряжения асинхронного генератора при использовании в качестве регулирующего органа линейных конденсаторов	132